UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE

Faculté de génie
Département de génie mécanique

CONCEPTION D'UN ACTIONNEUR ADAPTÉ À L'INTERACTION PHYSIQUE DANS UN CONTEXTE DE ROBOTIQUE

Mémoire de maîtrise
Spécialité : génie mécanique

Composition du jury :
Prof. Michel Lauria (directeur)
Prof. François Michaud
Prof. Jean-Sébastien Plante

Philippe Fauteux

Sherbrooke (Québec) Canada

Décembre 2009

RÉSUMÉ

Les systèmes robotiques modernes sont généralement des machines mécaniquement rigides et contrôlées en position. Cette conception, bien que cohérente avec une recherche de performance en contrôle du mouvement, limite l'applicabilité aux environnements structurés et sécurisés. Pour que leur domaine d'application puisse s'étendre aux environnements partiellement inconnus, dynamiques ou anthropiques, des capacités d'interaction physique accrues sont nécessaires. Dans ce contexte, répondre aux exigences de sécurité, de robustesse et de polyvalence représente un défi. Cela est entre autres parce que les performances des technologies d'actionneur communément disponibles ne sont pas adéquates. Pour adresser cette problématique, ce mémoire propose une solution technologique basée sur l'usage synergique d'un moteur électromagnétique et de deux freins magnétorhéologiques. Le concept et la réalisation de prototypes sont présentés. Les performances de contrôle de force, d'interaction et de mouvement sont illustrées et discutées.

Mots-clés : actionneur, contrôle en force, contrôle d'interaction, interactions humain-robot, actionneur basse impédance.

REMERCIEMENTS

Ce projet n'aurait pu avoir lieux sans le support de nombreuses personnes. Je souligne d'abord, le soutient financier fournit par le Conseil National de Recherches du Canada et par le Conseil des Arts du Canada.

Je remercie ensuite mon directeur de recherche, Michel Lauria. Sa vision a permis l'amorce du projet et son accompagnement a été indispensable à sa réussite. Il a su m'inculquer créativité, passion et rigueur.

Je remercie ensuite François Michaud, directeur du Laboratoire, pour les nombreuses discussions et pour tous les efforts qui ont permis de faire en sorte que le projet se réalise dans un cadre riche en ressources.

Finalement, un grand merci à Marc-Antoine Legault, Dominic Létourneau, Serge Caron, Benoît Heintz, Matthieu Tanguay, Marc-André Lavoie et plusieurs autres. Votre collaboration a façonné le projet et contribué à en faire une expérience mémorable.

TABLE DES MATIÈRES

CHAPITRE 1. INTRODUCTION **1**

1.1 Organisation du document 2

CHAPITRE 2. ACTIONNEURS POUR L'INTERACTION **3**

2.1 Définition d'actionneur 3
2.2 Impédance et admittance 4
2.3 Requis pour les actionneurs 6
2.4 Limites des actionneurs conventionnels 6

2.4.1 Moteurs électromagnétiques avec réducteur de vitesse 6
2.4.2 Vérins hydrauliques 7
2.4.3 Actionneurs pneumatiques 8
2.4.4 Moteurs électromagnétiques à entraînement direct 9

2.5 Actionneurs développés pour le contrôle d'interaction 10

2.5.1 Actionneur à retour de force 10
2.5.2 Actionneurs série et différentiel élastiques 13
2.5.3 Actionneurs micro-macro 14
2.5.4 Actionneurs à raideur variable 15
2.5.5 Actionneurs à embrayages contrôlables en force 17

CHAPITRE 3. ACTIONNEUR À DOUBLE DIFFÉRENTIEL RHÉOLOGIQUE **20**

3.1 Abstract 22
3.2 Introduction 22
3.3 Considerations for Interactive Robotics 24

3.3.1 Safety 24
3.3.2 Robustness 25
3.3.3 Versatility 25

3.4 Actuators for Interaction Control 27
3.5 Dual Differential Rheological Actuator 31

3.5.1 Magnetorheological Brakes 31
3.5.2 Mechanical Differentials 33

3.5.3 DDRA Concept 34
3.5.4 Proof-of-Concept Prototype 37
3.6 Implementation 38
3.7 Results 41
3.7.1 Torque Control 42
3.7.2 Interaction Control 45
3.7.3 Motion Control 48
3.8 Discussion 49
3.9 Conclusion 51
CHAPITRE 4. CONCLUSION 53
4.1 Sommaire 53
4.2 Recommandations 54
4.3 Perspectives 56

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1: Schématisation d'un actionneur 3
Figure 2.2 : Contrôle d'impédance avec retour de force 10
Figure 2.3 : Contrôle d'impédance avec retour de force et flexibilité dans la transmission 11
Figure 2.4 : Bras manipulateur léger du DLR (a) et un des actionneurs à retour de force (b) 12
Figure 2.5 : Concept d'actionneur série élastique 13
Figure 2.6 : Actionneurs série élastique (a) et différentiel élastique (b) 14
Figure 2.7 : Concept d'actionneur *Distributed Macro-Mini* 15
Figure 2.8 : Concept d'actionneur à raideur variable schématisé 16
Figure 2.9 : Module à raideur variable (a) et module contenant deux ressorts non-linéaires antagonistes 16
Figure 2.10 : Schéma d'un actionneur avec embrayage contrôlable en force 17
Figure 2.11 : Actionneurs avec embrayage contrôlable en force couplé en série (a) et en différentiel (b) 18
Figure 2.12 : Schéma d'un actionneur avec deux embrayages contrôlés en force 19
Figure 2.13 : Deux exemples d'actionneurs à deux embrayages contrôlables en force.... 19
Figure 3.1 : Aptitude to force control versus force density for common actuators 28
Figure 3.2 : Cross-sectional view of a typical magnetorheological brake 32
Figure 3.3 : Typical magnetorheological brake torque versus angular velocity for different magnetic field strengths 33
Figure 3.4 : Lever in a differential configuration with added lumped masses 34
Figure 3.5 : Schematic lever analogy of a DDRA configuration 35
Figure 3.6 : Exploded view of the proof-of-concept prototype mechanism 37
Figure 3.7 : Image of the proof-of-concept prototype 37
Figure 3.8 : Cross-sectional view of the DDRA prototype 38

Figure 3.9 : Exploded view of the velocity source 39
Figure 3.10 : Cross-sectional perspective view of the MR brakes module 39
Figure 3.11 : Exploded view (simplified) of the dual differential mechanism 40
Figure 3.12 : Torque output function of brake currents and fitted third order polynomial functions 42
Figure 3.13 : Torque output function of current in brake 1 43
Figure 3.14 : Current feed-forward torque control scheme 44
Figure 3.15: Torque tracking with $T_{Cref} = 5\sin(2\pi t) + 5\sin(5*2\pi t) + 5\sin(20*2\pi t)$ 44
Figure 3.16 : Bode plot of the transfer function G(s) between the commanded torque (T_{Cref}) and the measured output torque (T_C) 45
Figure 3.17: Bloc diagram of the impedance controller 46
Figure 3.18 : Stable Z-width for interaction with an 0.008 kg.m^2 inertial load 48
Figure 3.19 : Position tracking, 0.008 kg.m^2 inertial load, K_V=575 Nm/rad, B_V=4 Nm.s/rad and I_V=3 Nm/(rad.s) 49

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Impédances et admittances mécaniques..... 5
Tableau 3.1: DDRA prototype specifications 41
Tableau 3.2 : Performance comparison 49

CHAPITRE 1. INTRODUCTION

La robotique de service deviendra, selon plusieurs experts du domaine, une force économique majeure des pays industrialisés [Hirzinger et al., 2001]. Cependant, malgré des dizaines d'années de développement, ces systèmes tardent toujours à occuper une place significative dans le quotidien de la population [Buerger, 2005].

Les systèmes robotiques modernes sont des merveilles de rapidité et de répétabilité. Ils exécutent avec aisance des tâches de positionnement qui requièrent une puissance et une précision souvent très supérieures à celles d'un travailleur.

Malgré cela, ces systèmes demeurent aujourd'hui confinés aux environnements contrôlés où ils effectuent des tâches extrêmement spécifiques et répétitives. Ils parviennent difficilement à effectuer un ensemble de tâches qui requièrent une interaction contrôlée comme sabler, polir ou assembler. Et, bien que des dizaines d'applications économiquement intéressantes de tâches synergiques homme-robot aient été identifiées (thérapie physique, haptique, télé-opération, assistance à la chirurgie, enseignement de tâches manuelles et motorisation de prothèses), peu ont été réalisées avec succès. Enfin, les systèmes robotiques peinent dans des tâches biomimétiques aussi variées qu'attraper une balle, saisir une pièce fragile, ouvrir une porte, réorienter une pièce dans la main, nager, courir ou sauter.

Depuis une vingtaine d'années, des groupes de chercheurs du domaine tentent d'identifier et de réviser les paradigmes de conception qui rendent les systèmes robotiques modernes inaptes à interagir de façon sécuritaire, robuste et polyvalente avec des environnements variés et avec les humains. Ces efforts ont mené à la formulation de nombreux outils de contrôle. Malgré cela, certaines des caractéristiques des actionneurs classiques retardent le développement de la robotique d'interaction.

En réponse à cette problématique, l'objet de la démarche documentée dans ce mémoire est la conceptualisation et la réalisation d'une nouvelle configuration d'actionneur dont les performances sont plus cohérentes avec les requis de ce nouveau contexte. La solution technologique proposée et décrite dans ce document est nommée Actionneur à Double Différentiel Rhéologique (ADDR). Elle repose sur l'usage synergique d'un moteur électromagnétique et de deux freins magnétorhéologiques pour permettre l'atteinte d'une combinaison de haute densité de couple, de faible impédance intrinsèque, de haute bande passante et de précision dans la génération de couple.

1.1 Organisation du document

Le présent document comporte 4 chapitres :

Chapitre 1. Le premier chapitre introduit brièvement la problématique et l'objectif principal de la recherche.

Chapitre 2. Le second chapitre présente les définitions d'actionneur, d'impédance et d'admittance en tant que cadre de référence. Il discute ensuite des limitations des actionneurs conventionnels puis des alternatives proposées dans la littérature.

Chapitre 3. Le troisième chapitre discute à nouveau du contexte de la robotique d'interaction et en extrait des requis pour les actionneurs. Il présente ensuite le concept d'ADDR et décrit sa mise en œuvre dans un prototype. Les performances de ce prototype sont finalement évaluées en contrôle de force, d'interaction et de mouvement. Le texte de ce chapitre forme un article indépendant qui est en processus de révision en vue d'une publication dans le journal *IEEE Transactions on Robotics*.

Chapitre 4. Le chapitre 4 effectue un retour critique sur la démarche et les résultats et discute des possibilités de travaux futurs.

CHAPITRE 2. ACTIONNEURS POUR L'INTERACTION

2.1 Définition d'actionneur

Un actionneur peut être décrit comme un dispositif mécatronique qui permet de modifier l'état mécanique d'un système en modulant un flux d'énergie entre le domaine mécanique et un autre domaine d'énergie. La Figure 2.1 illustre cette définition. Les larges flèches indiquent les ports de puissance. Les échanges d'énergie sont totalement décrits par deux variables conjuguées : l'effort (*v*) et le flux (*f*). Chaque domaine d'énergie possède des équivalents. Dans le domaine mécanique, les termes force (*F*) et vitesse ($\dot{x}$) sont utilisés. Le signal (*g*) est la consigne qui module le passage d'énergie. Un actionneur réel présente également une perte énergétique (puissance dissipée sous forme thermique $\dot{Q}$). Un actionneur, tel que présenté, est minimalement composé d'un modulateur d'énergie piloté par le signal de contrôle et d'un transducteur.

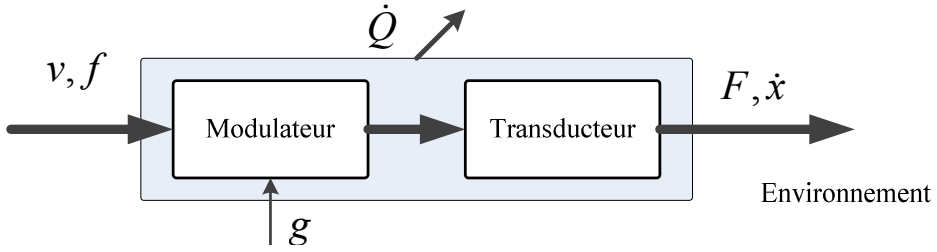


Figure 2.1: Schématisation d'un actionneur

Un système d'actionneur ne peut pas imposer le flux et l'effort à la sortie de façon simultanée. Il ne peut que tenter d'imposer l'un, l'autre ou une relation entre les deux. Le mot *tenter* est riche de sens, car l'application instantanée d'une vitesse est impossible étant donné la dynamique du système et les limitations de puissance de l'actionneur. De façon similaire, on ne peut prétendre contrôler parfaitement la force à la sortie, car la dynamique propre de l'actionneur, son impédance intrinsèque, s'y oppose.

2.2 Impédance et admittance

Les notions d'impédance et d'admittance sont centrales à la théorie des actionneurs et s'applique à toute interaction énergétique. Ces termes ont d'abord trouvé usage dans le domaine de l'analyse des circuits électriques. Ils ont par la suite été utilisés pour quantifier la dynamique des systèmes mécaniques passifs (ressorts, amortisseurs, etc.). Leur usage a finalement été étendu à la dynamique de systèmes mécaniques actifs. Pour un système actif, on parle d'impédance ou d'admittance apparente pour discuter de la dynamique perçue. Si tous les éléments actifs sont éteints, on retrouve la dynamique passive (ou en boucle ouverte) qu'on qualifie d'intrinsèque.

L'impédance ($Z(s)$ dans le domaine de Laplace, où s est l'argument complexe de Laplace) se définit comme le rapport de l'effort sur le flux tel que présenté par l'équation 2.1. L'admittance ($Y(s)$) est définie par le rapport du flux sur l'effort (équation 2.2). Dans le domaine linéaire, l'admittance est l'inverse de l'impédance.

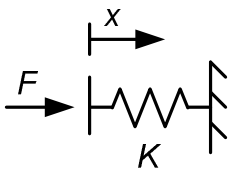
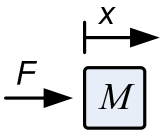
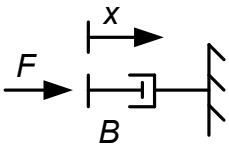
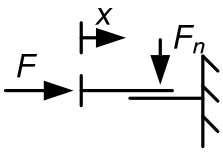
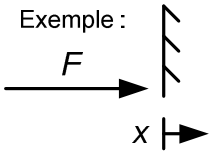
$$Z(s) = \frac{F(s)}{\dot{x}(s)} \tag{2.1}$$

$$Y(s) = \frac{\dot{x}(s)}{F(s)} \tag{2.2}$$

Les impédances et admittances d'entités mécaniques de base sont inscrites au Tableau 2.1. La friction de Coulomb est un exemple d'impédance non-linéaire et non-inversible. Une contrainte cinématique (une contrainte rigide sur la trajectoire admise) est, quant à elle, une admittance qui est également non-inversible. Les zones grisées correspondent aux définitions causales (celles qui respectent le principe selon lequel un dérivateur idéal n'existe pas comme modèle physique causal).

La majorité des environnements avec lesquels nous interagissons quotidiennement peuvent être considérés comme inertiellement et cinématiquement contraints [Robinson, 2000]. On préfère donc y référer en termes d'admittance. Pour être complémentaire, lorsqu'il sera question de robots ou d'actionneurs qui interagissent avec cet environnement, une notation d'impédance sera privilégiée [Hogan et al., 1985].

Tableau 2.1 : Impédances et admittances mécaniques

	Schéma	Impédance $(F/\dot{x})$	Admittance $(\dot{x}/F)$
Raideur ou élasticité		$\frac{K}{s}$	$\frac{s}{K}$
Masse ou inertie		Ms	$\frac{1}{Ms}$
Friction visqueuse ou amortissement		B	$\frac{1}{B}$
Frottement sec ou de Coulomb		$F = \mu F_n \; si \; \dot{x} > 0$ $F = -\mu F_n \; si \; \dot{x} < 0$	Non applicable
Contrainte cinématique : pivot, rotule, etc.		Non applicable	Exemple : $\dot{x} = 0 \; \forall \; F$

2.3 Requis pour les actionneurs

Un système robotique dédié à l'interaction physique dans des environnements partiellement inconnus, dynamiques ou anthropiques doit être sécuritaire et robuste en raison des possibilités de collisions, qu'elles soient désirées ou non. De plus, en fonction de la tâche, on souhaitera obtenir des performances suffisantes en termes de forces, de vitesses ou de polyvalence d'interaction. La conception de tels systèmes peut être facilitée par l'utilisation d'actionneurs adaptés possédant les caractéristiques suivantes, pour lesquels une discussion plus détaillée est présentée au chapitre 3 :

1) *Haute densité de couple.*

2) *Basse impédance de sortie intrinsèque.*

3) *Haute bande passante de contrôle en force.*

4) *Bonne précision dans le contrôle de la force.*

2.4 Limites des actionneurs conventionnels

Les actionneurs conventionnels ne présentent pas simultanément de bonnes performances pour les quatre requis présentés.

2.4.1 Moteurs électromagnétiques avec réducteur de vitesse

Les moteurs électromagnétiques (EM) sont une technologie rependue. Ils sont en effet responsables de plus de 50% de notre consommation électrique [Stölting, 2007]. Ils sont bien compris et modélisables. De plus, le domaine d'énergie employé, l'électricité, est facilement compatible avec nos systèmes de contrôle modernes.

Cependant, un moteur EM produit un couple généralement trop faible pour être utilisable en robotique d'interaction. Le moteur doit en effet tourner à grande vitesse pour générer une densité de puissance et un rendement intéressants. Un réducteur de vitesse devient nécessaire. Malheureusement, une dégradation considérable des aptitudes au contrôle d'interaction en résulte habituellement. Un réducteur (idéal) divise la vitesse par le rapport de réduction et multiplie d'autant le couple. La friction de Coulomb apparente à la sortie équivaut alors à celle du moteur multipliée par le rapport de réduction tandis que la friction visqueuse et l'inertie s'en trouvent multipliées par le carré de ce rapport. L'impédance intrinsèque de sortie élevée qui en résulte va à l'encontre des besoins pour la sécurité et la polyvalence des interactions. Par rapport à un réducteur idéal, les réducteurs réels amplifient le problème. Un réducteur à engrenages présente une friction non-linéaire, une dynamique élastique souvent non négligeable, des imperfections cinématiques et du jeu. Parfois, la friction est telle que le réducteur n'est pas réversible.

Des réducteurs à câbles ou à courroies se rapprochent souvent mieux du réducteur idéal, mais introduisent des phénomènes viscoélastiques et des modes de résonance basse fréquence qui limitent les performances. Ils sont aussi plus encombrants.

2.4.2 **Vérins hydrauliques**

Les vérins hydrauliques possèdent la densité de force la plus élevée parmi les actionneurs classiques [Hollerbach et al., 1991]. Ils permettent des vitesses lentes et des forces élevées : idéal pour bien des systèmes robotiques.

L'impédance intrinsèque est cependant très grande. L'inertie du fluide incompressible et la friction des joints d'étanchéité sont importants. En plus, les systèmes traditionnels sont contrôlés par des servovalves qui règlent le débit (variable flux) et qui sont donc mal adaptées au contrôle de la force.

D’un point de vue pratique, les actionneurs hydrauliques requièrent un système complexe et lourd avec pompe, accumulateur, filtres, valves et conduits qui rendent la technologie moins attrayante pour les applications robotiques de petite et moyenne puissance.

2.4.3 **Actionneurs pneumatiques**

Les vérins pneumatiques utilisent, par opposition aux actionneurs hydrauliques, un fluide léger et compressible : l’air. Ce fluide peut être puisé et rejeté dans l’environnement, ce qui limite la complexité des installations. Ces actionneurs ont l’avantage de présenter une faible impédance intrinsèque (une faible résistance naturelle au mouvement).

Malheureusement, la compressibilité de l’air limite considérablement la bande passante. Également, les effets thermodynamiques lors des compressions et décompressions complexifient le contrôle. La précision de la force est de plus limitée par la présence de friction indésirable aux joints d’étanchéité et par des phénomènes de résonance de l’air. D’un point de vue pratique, à un degré moindre que les systèmes hydrauliques, les actionneurs pneumatiques demandent un système complexe de pompe ou d’accumulateur, de valves et de conduits.

Pour adresser ces limitations, des alternatives pneumatiques existent. Les muscles Mckibben sont des actionneurs pneumatiques formés d’une vessie qui se gonfle sous l’effet de la pression. Un maillage superposé transforme ce mouvement en une contraction similaire à celle d’un muscle. Aucun joint d’étanchéité n’est nécessaire. De plus, l’actionneur possède une densité de force sur masse supérieure aux vérins pneumatiques conventionnels. Les défauts de cette technologie sont la non-linéarité et l’hystérésis de la génération de force ainsi que le faible ratio de contraction. De plus, ces systèmes ne travaillent qu’en traction. La compagnie Airpot [Airpot corporation] offre une seconde alternative. Elle fabrique des cylindres sans joints d’étanchéité en utilisant des techniques de fabrication spécialisées qui limitent le jeu entre le piston et le cylindre. Malgré tout, les difficultés du contrôle et les limites de bande passante demeurent.

2.4.4 **Moteurs électromagnétiques à entraînement direct**

Pour certaines applications hautes performances, le moteur à entraînement direct représente le choix par excellence à cause de sa faible inertie, de sa précision, de sa vitesse, de sa grande raideur mécanique et de sa simplicité [Aghili, 1997]. Un réducteur possède la désagréable propriété de multiplier l'inertie à la sortie par le carré du rapport de réduction alors que la force n'est multipliée que par ce rapport élevé à la puissance un. Conséquemment, l'objectif de faible impédance intrinsèque est mieux servi par un moteur à grand couple utilisé en entraînement direct. Le fait de ne pas utiliser de réducteur limite également l'introduction des non-linéarités (jeu, friction, etc.) qui sont autant d'obstacles au contrôle de la force.

Cependant, les fluctuations de couple en fonction de la position qui sont souvent associées à un moteur EM (*torque ripple*, *cogging*) ne sont plus masquées par une forte inertie et une forte friction et peuvent limiter les performances. Plus important, l'utilisation d'un moteur à entraînement direct se fait au coût d'une densité de force beaucoup moins élevée. Comme le moteur est utilisé en dehors de sa plage d'efficacité, le moteur doit être beaucoup plus gros et massif pour fournir la même puissance utile. Ce désavantage majeur limite généralement l'utilisation de moteurs à entrainement direct aux applications où le moteur est fixe.

Des technologies présentées, le moteur à entraînement direct est certainement celui qui offre le plus de possibilités de contrôle en force et de modulation de l'impédance. Cependant, sa faible densité de couple n'est pas suffisante pour beaucoup des applications de robotique d'interaction.

2.5 Actionneurs développés pour le contrôle d'interaction

Pour palier aux limitations des technologies conventionnelles, différentes architectures d'actionneur, spécialement dédiées à l'interaction, sont proposées dans la littérature.

2.5.1 Actionneur à retour de force

Pour masquer partiellement l'impédance intrinsèque d'un actionneur à haute densité de force, tel un moteur avec réducteur, il est possible d'introduire une boucle de rétroaction sur la force en utilisant un capteur à la sortie. Cette approche est illustrée par le schéma bloc de la Figure 2.2 où l'on tente de reproduire une impédance virtuelle correspondant à un ressort de raideur *K* en parallèle avec un amortisseur de coefficient *B*. L'inertie *M* et la friction F_f représentent l'impédance intrinsèque de l'actionneur. La force mesurée à la sortie est $F_e(s)$. La force motrice est $F_m(s)$. K_r représente le gain sur la boucle de rétroaction de force. $\dot{x}_v$ est la vitesse de référence du point d'attache de l'impédance virtuelle. Les équations 2.1 à 2.3 présentent la loi de contrôle, la cinétique puis l'équation de mouvement globale. Tel que démontré, la rétroaction réduit la masse et la friction apparentes d'un facteur (K_r + 1). Un gain élevé éliminerait donc les effets indésirables d'inertie et de friction [Buerger et Hogan, 2005].

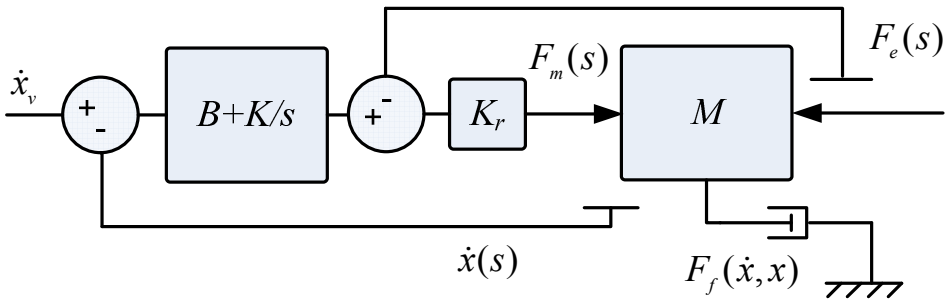


Figure 2.2 : Contrôle d'impédance avec retour de force

$$F_m = K_r B(\dot{x}_v - \dot{x}) + K_r K(x_v - x) - K_r F_e \tag{2.1}$$

$$M\ddot{x} = F_e - F_m - F_f \tag{2.2}$$

$$F_e = \frac{K_r}{1+K_r} K(x - x_v) + \frac{K_r}{1+K_r} B(\dot{x} - \dot{x}_v) + \frac{M}{1+K_r}\ddot{x} + \frac{F_f(x,\dot{x})}{1+K_r} \tag{2.3}$$

La modélisation proposée à la Figure 2.2 néglige cependant la flexibilité introduite entre l'actionneur et le capteur par la transmission. Cette flexibilité peut être grossièrement modélisée tel qu'illustré à la Figure 2.3. Le mode de résonnance interposé ainsi créé est potentiellement très néfaste. Il peut en effet interagir avec la boucle de retour de force et la déstabiliser [Eppinger et Seering, 1986, 1987a, 1987b et 1988]. Pour éviter d'exciter ce mode, les gains du contrôleur doivent demeurer faibles. Il faut de plus éviter les impacts rigides. Aussi, au niveau du contrôle d'impédance, la présence d'une raideur non-infinie dans la transmission a comme conséquence qu'il devient théoriquement impossible de commander une inertie (dans $Z_{cible}(s)$) inférieure à M_2 sans s'exposer aux instabilités de contact lors d'interactions avec des environnements inconnus [Colgate et Hogan, 1988] [Newman, 1992].

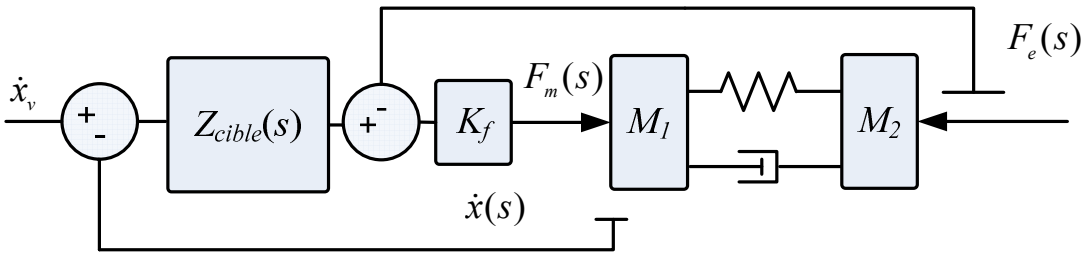


Figure 2.3 : Contrôle d'impédance avec retour de force et flexibilité dans la transmission

D'autres limitations découlent du fait que l'asservissement est nécessairement limité en fréquence et en puissance. En effet à haute fréquence, lors d'un impact par exemple, la dynamique intrinsèque domine invariablement. Les caractéristiques en boucle ouverte limitent donc la sécurité et la robustesse des interactions. Pour cette raison, des performances intéressantes sont difficiles à obtenir sans physiquement réduire la friction, l'inertie et les non-linéarités de l'actionneur et de la transmission [Vischer et al., 1995].

Le bras manipulateur léger développé par l'agence spatiale allemande (DLR) représente une mise en œuvre impressionnante de cette approche [Hirzinger et al., 2000, 2001 et 2004]. Son succès repose entre autres sur une optimisation poussée des composants en vue de réduire la masse, l'inertie, la friction et les non-linéarités. La Figure 2.4 illustre le bras et un des joints. Les images proviennent du site web de l'agence spatiale allemande [Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) – Institute für Robotik und Mechatronik]. Malgré tout, la robustesse demeure un enjeu qui limite les vitesses admissibles [Albu-Schaffer et al., 2008].

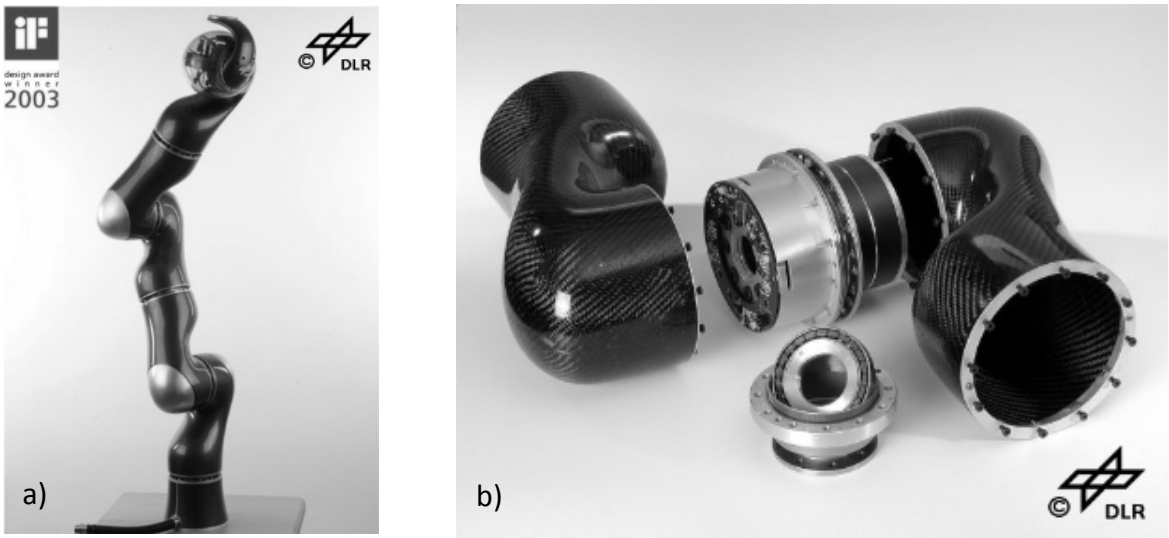


Figure 2.4 : Bras manipulateur léger du DLR (a) et un des actionneurs à retour de force (b)

2.5.2 **Actionneurs série et différentiel élastiques**

Dans le cas d'un actionneur à retour de force, la performance du contrôle d'impédance est limitée par l'impédance intrinsèque. Lors des interactions, si l'environnement est rigide, une erreur de position provoque de grandes forces à l'interface; le gain mécanique $F/\dot{x}(s)$ est très élevé. Cela empêche, pour des raisons de stabilité, l'utilisation de gains élevés dans le contrôleur, ce qui limite les performances d'interaction.

Le concept d'élasticité en série, tel qu'illustré schématiquement à la Figure 2.5, où K_f est la raideur d'un élément flexible interposé, adresse ce problème [Robinson, 2000] [Williamson, 1995]. La présence de l'élément flexible diminue le gain intrinsèque $F/\dot{x}(s)$ et permet d'augmenter les gains du contrôleur. Il en résulte un rejet proportionnellement meilleur des termes de friction et des non-linéarités. La force est contrôlée avec plus de précision. Des inerties apparentes plus faibles peuvent être commandées. La sécurité est également améliorée puisqu'à haute fréquence le système se comporte comme un ressort flexible plutôt qu'une masse. Du point de vue du concepteur d'actionneur, l'ajout de la flexibilité allège aussi les contraintes sur la précision mécanique du réducteur puisque les imperfections de production de couple sont filtrées. La Figure 2.6 illustre l'actionneur vendu par la compagnie Yobotics [Yobotics] ainsi que l'actionneur différentiel élastique développé en 2007 à l'Université de Sherbrooke [Legault, 2007]. Une architecture de contrôle développée pour ce dernier est détaillée dans [Lavoie, 2009].

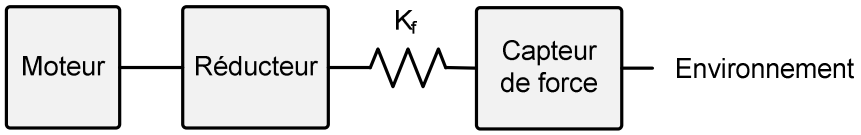
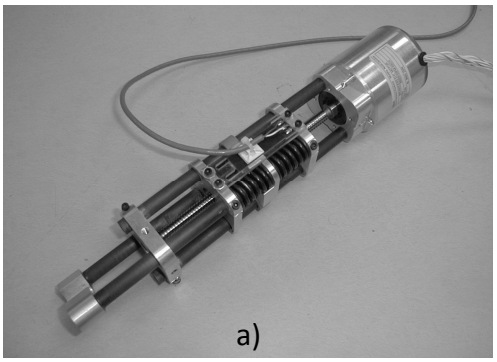


Figure 2.5 : Concept d'actionneur série élastique



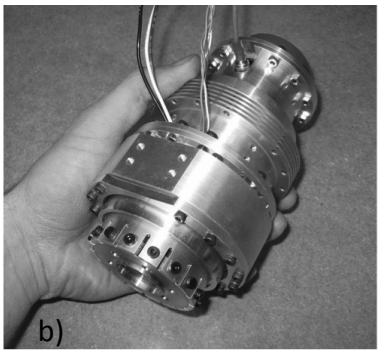


Figure 2.6 : Actionneurs série élastique (a) et différentiel élastique (b)

L'ajout de l'élément flexible implique cependant une perte de bande passante pour les grandes forces parce qu'une large déformation de ce dernier devient nécessaire. La force maximale devient fonction de la fréquence dès que le moteur ou son alimentation sont saturés. Il existe également une fréquence de résonnance de l'actionneur au delà-de laquelle la force maximale générée diminue rapidement. Robinson explore ces aspects. Qu'elle soit limitée par l'un ou l'autre des facteurs, la bande passante diminue si la raideur mécanique diminue. Dans certains cas, c'est un compromis acceptable. Cependant, augmenter la bande passante améliore généralement les performances globales [Robinson, 2000].

2.5.3 **Actionneurs micro-macro**

Morrel et Zinn proposent des concepts d'actionneurs qui reposent sur un couplage parallèle d'un premier actionneur série élastique et d'un moteur à entraînement direct [Morrel 1996] [Zinn et al., 2004a et 2004b]. Le premier fournit une large force pour les basses fréquences. Le second étend la bande passante pour les faibles forces. Le tout est contrôlé en boucle fermée à l'aide d'un capteur de couple à la sortie. En plus d'augmenter la bande passante pour les faibles couples par rapport à l'actionneur série élastique, l'ajout du moteur à entraînement direct augmente la précision de la force et réduit l'impédance apparente minimale qui peut être reproduite à une certaine fréquence. Le concept *Distributed Micro-Macro* proposé par Zinn est illustré à la Figure 2.7 [Zinn et al., 2008].

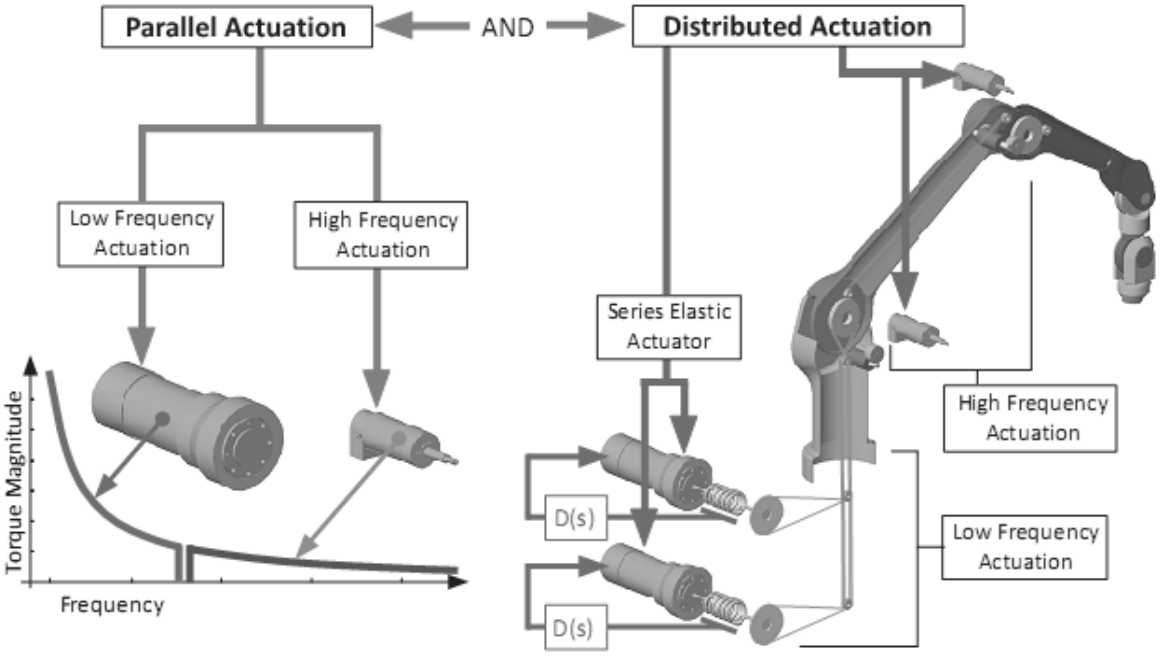


Figure 2.7 : Concept d'actionneur *Distributed Macro-Mini*

2.5.4 Actionneurs à raideur variable

Cette approche au contrôle d'impédance est illustrée conceptuellement à la Figure 2.8. Le moteur est utilisé comme source de vitesse (V_m). Un dispositif mécanique dont la raideur intrinsèque K est contrôlable est placé en série. Les moteurs déplacent donc le point d'équilibre et modulent la raideur de façon indépendante. Un exemple d'un tel module motorisé à raideur variable est présenté à la Figure 2.9a [Wolf et Hirzinger, 2008].

Alternativement, les fonctions de variation de raideur et de déplacement du point d'équilibre peuvent être obtenues en utilisant deux ressorts non-linéaires couplés de façon antagoniste. Cette approche n'est pas sans rappeler la configuration des actionneurs du système musculosquelettique où deux muscles agissent sur des tendons dont la raideur n'est pas une fonction linéaire pour actionner un joint. Une contraction simultanée augmente la raideur du pivot. Un différentiel de contraction déplace le point d'équilibre. Tonietti propose un tel

design antagoniste [Tonietti, 2005]. Un exemple de module qui contient deux ressorts non-linéaires couplés de façon antagoniste est présenté à la Figure 2.9b [Schiavi et al., 2008].

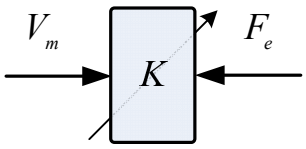


Figure 2.8 : Concept d'actionneur à raideur variable schématisé

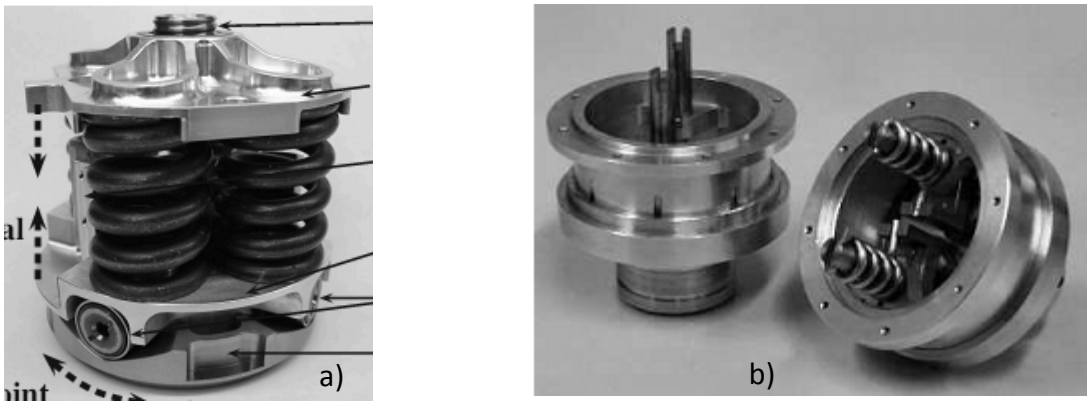


Figure 2.9 : Module à raideur variable (a) et module contenant deux ressorts non-linéaires antagonistes

Le grand avantage de cette approche est qu'un composant mécanique passif (un ressort par exemple) n'est pas sujet à une perte de stabilité. Le contrôle stable des interactions peut donc être assuré une fois que la source de vitesse est immobilisée. De plus, l'impédance de tels composants mécaniques n'est pas sujette aux limitations en fréquence comme dans le cas d'un actionneur à retour de force.

Pour l'instant, ces actionneurs sont généralement limités dans la plage d'impédance reproductible et permettent difficilement de reproduire des impédances suffisamment élevées pour les tâches de positionnement rapides, précises et bien amorties. Également, ils

présentent souvent une mécanique complexe et une géométrie qui ne convient pas à une intégration compacte. Finalement, la modulation de l'impédance présente un délai possiblement important qui dégrade les performances. Il s'agit cependant d'un domaine de recherche encore très actif.

2.5.5 Actionneurs à embrayages contrôlables en force

Afin d'isoler l'environnement de l'inertie d'un actionneur à haute densité de couple et pour augmenter les performances d'interaction, il est possible d'interposer un embrayage contrôlable en force tel que schématisé à la Figure 2.10. Le sous-actionneur à haute densité de force, un moteur EM avec réducteur par exemple, est contrôlé en vitesse et assure un glissement relatif dans l'embrayage dans le sens qui correspond à la direction de la force désirée. L'embrayage contrôle ensuite l'effort transmis. Différentes technologies sont utilisées. Les principales sont l'embrayage à particules magnétiques, l'embrayage électrorhéologique et l'embrayage magnétorhéologique. La Figure 2.11a illustre la configuration en série généralement rencontrée [Chew et al., 2006].La Figure 2.11b illustre un équivalent mais qui utilise un couplage différentiel [Chapuis et al., 2007]. Une autre version est décrite dans [Chapuis, 2009].

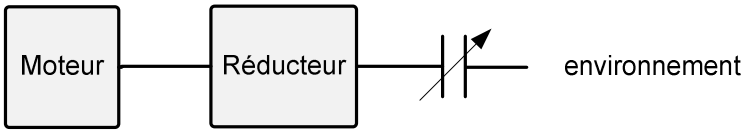


Figure 2.10 : Schéma d'un actionneur avec embrayage contrôlable en force

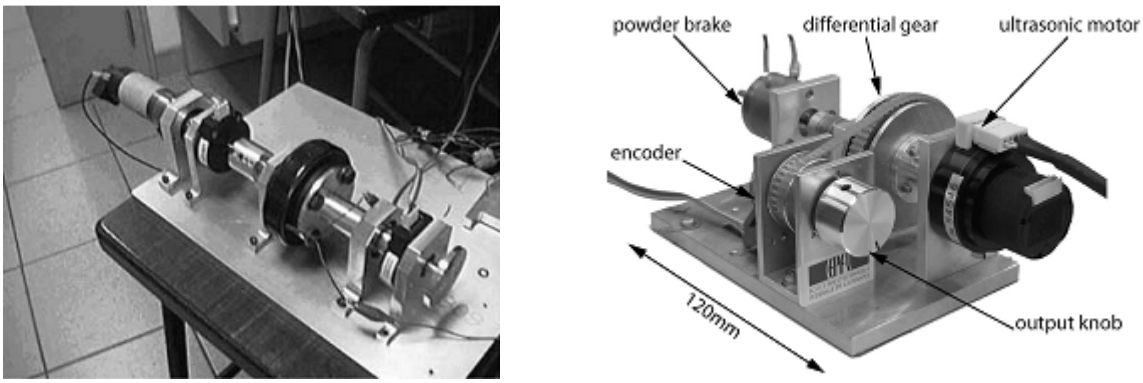


Figure 2.11 : Actionneurs avec embrayage contrôlable en force couplé en série (a) et en différentiel (b)

Quelques limitations peuvent être mentionnées. La friction parasite (ou minimale) de l'embrayage peut limiter les habiletés à générer de faibles forces avec précision. Également, comme la direction du différentiel de vitesse dans l'embrayage doit correspondre à la direction de la force désirée, la bande passante autour d'une force égale à zéro est limitée par les performances dynamiques de la source de vitesse.

Pour adresser ces limitations, ou pour augmenter les performances dynamiques dans des contextes de contrôle en position, des architectures intégrant deux embrayages dont les efforts s'opposent ont été proposées [Sakaguchi et Furusho, 1998][Choi et al., 1999][Hakogi et al., 2006][Johnson et al., 1999]. Ce concept est illustré schématiquement à la Figure 2.12. En fonction des performances des freins, il est alors possible de contrôler la force à la sortie avec précision et à haute fréquence sans capteur de force. Cependant, l'intégration dans un volume compact et avec une densité de couple intéressante demeure difficile. La Figure 2.13 illustres les actionneurs développés par Hakogi et Sakaguchi.

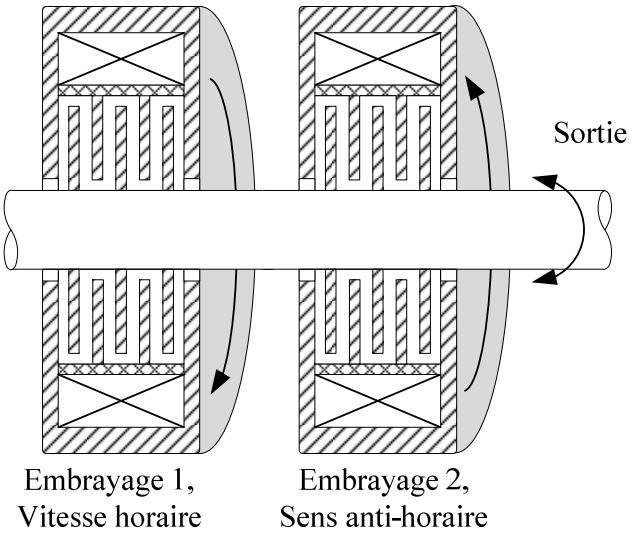


Figure 2.12 : Schéma d'un actionneur avec deux embrayages contrôlés en force

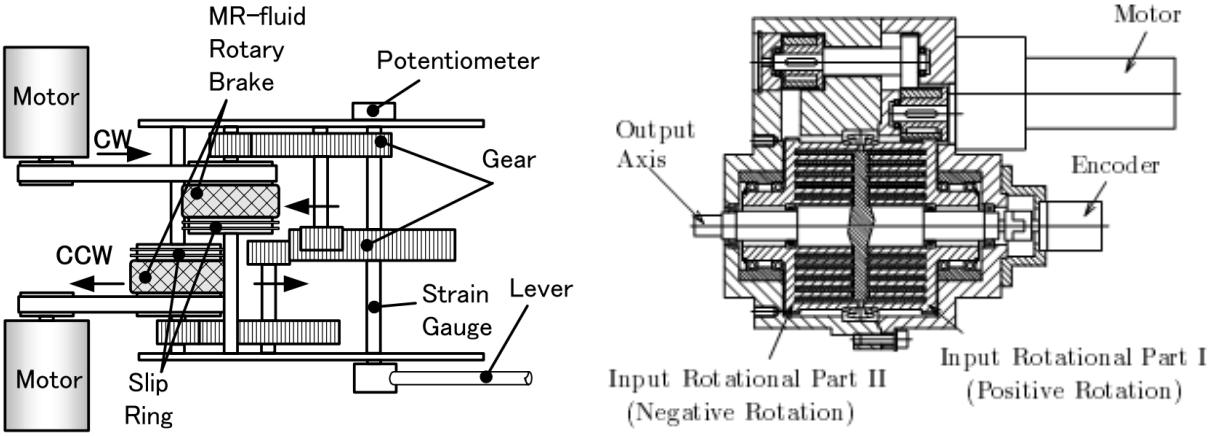


Figure 2.13 : Deux exemples d'actionneurs à deux embrayages contrôlables en force

CHAPITRE 3. ACTIONNEUR À DOUBLE DIFFÉRENTIEL RHÉOLOGIQUE

Auteurs et affiliations :

P. Fauteux : Étudiant à la Maîtrise, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

M. Lauria : Professeur, laboratoire de robotique intelligente, interactive, intégrée et interdisciplinaire (IntRoLab), Université de Sherbrooke, Faculté de Génie, Département de génie électrique et de génie informatique.

B. Heintz : Étudiant à la Maîtrise, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie électrique et de génie informatique.

F. Michaud : Professeur et directeur du laboratoire de robotique intelligente, interactive, intégrée et interdisciplinaire (IntRoLab), Université de Sherbrooke, Faculté de Génie, Département de génie électrique et de génie informatique.

État de l'acceptation : Soumis pour évaluation le 4 décembre 2009

Titre anglais : Dual Differential Rheological Actuator for High Performance Physical Robotic Interaction

Titre français : Actionneur à double différentiel rhéologique pour l'interaction physique robotique haute performance

Revue : IEEE Transactions on Robotics

Contribution au document : L'article introduit le concept d'Actionneur à Double Différentiel Rhéologique en vue d'adresser les limitations de performances d'interactions des systèmes

robotiques. La conception d'un prototype est décrite. Les performances du prototype au niveau du contrôle de force, d'interaction et de mouvement sont présentées et analysées.

Résumé français :

Les systèmes robotiques d'aujourd'hui sont habituellement des machines mécaniquement rigides et contrôlées en position conçues pour opérer dans des environnements structurés. Pour étendre leur applicabilité à des environnements partiellement inconnus, dynamiques ou anthropiques, une amélioration des capacités d'interaction physique est nécessaire. Dans ce nouveau contexte, parvenir à satisfaire simultanément les requis de sécurité, de robustesse et de polyvalence est souvent un défi entre autres parce que les actionneurs communément disponibles ne sont pas adaptés. Cet article présente notre solution en introduisant le concept de l'Actionneur à Double Différentiel Rhéologique (ADDR) basé sur une combinaison synergique d'un moteur électromagnétique et de deux freins magnétorhéologiques. Cet article décrit l'approche puis la conception du prototype. Il discute ensuite des performances en contrôle de force, de mouvement et d'interaction.

3.1 Abstract

Today's robotic systems are mostly rigid and position controlled machines designed to operate in structured environments. To extend their application domains to partially unknown, dynamic or anthropic environments, improved physical interaction capabilities are required. In this new context, blending in the requirements for safety, robustness and versatility is often challenging in part because commonly available actuator technologies are inadequate. This paper presents our solution by introducing the Dual Differential Rheological Actuator (DDRA) concept based on the synergistic combination of an electromagnetic motor and two differentially coupled magnetorheological brakes. This paper describes the approach and the prototype design. It then discusses performances in force, motion and interaction control.

3.2 Introduction

Robots and humans share complementary skills, which suggests we could benefit from an increased level of collaboration. Robots possess speed, precision, strength and can handle dangerous, strenuous or tedious tasks without being subject to injuries or fatigue. Humans, on the other hand, are unmatched in their ability to perceive and to interpret, providing global understanding and guidance.

However, the reality is that current robotic manipulators, faithful to their roots in the 1950s, are still mostly stiff and position controlled machines fundamentally incompatible with this scenario. Indeed, in the broad context of physical interaction, robots remain somewhat clumsy. Despite impressive motion performances, they struggle to control the interaction force with precision and high bandwidth. Also, they do not handle collisions graciously and are generally bad at interacting with partially unknown or kinematically constrained environments. As a result, their applicability remains generally bounded to simple motion tasks in highly structured environments.

For a number of applications, the need for high-force, safe, robust and versatile robots physically interacting with their environment and going beyond simple position control is yet to be adequately supported. Such capabilities are sought-after to improve the performance of industrial robots in tasks such as assembling, polishing, deburring and machining [Wang et al., 2008a]. They could also enable robots to work side-by-side with operators, leading to reduced programming times and to more efficient and flexible assembly lines [Kochan, 2008][Wang et al., 2008b]. In addition, robotic systems with such capabilities could increase the effectiveness and efficiency of physical rehabilitation therapy by delivering consistent treatments and by providing an objective tracking of progress [Riener et al., 2005][Vallery et al., 2008]. Moreover, such technologies could ease the design of manipulators for assistive robots and of motorized orthesis-prosthesis [Wyrobek et al., 2008][Song et al., 1999][Vanderniepen et al., 2008].

For these reasons, robot force and interaction control is receiving growing interest in the field. One approach is to use available robots, equip them with an end-effector force sensor, and perform closed-loop control [Wang et al., 2008a][Wang et al., 2008b]. Typically, however, performances remain limited because of high effective impedance and low controllable force bandwidth. One solution to the limitations of current designs lays in developing actuation methods better suited to the new set of requirements relevant to interactive robotics. The Dual Differential Rheological Actuator (DDRA) was developed to address this issue. This technology is based on the synergistic use of an electromagnetic (EM) motor and two differentially coupled magnetorheological (MR) brakes. Contrasting with most actuators, this combination makes possible the simultaneous achievement of high force density, low intrinsic impedance, high force bandwidth and high precision force control which, we believe, enables safe, robust and highly versatile physical interactions.

The paper is organized as follows. Section 3.2 presents important considerations for interactive robotics. Section 3.3 discusses how actuators can contribute to address these considerations. Sections 3.4 and 3.5 describes the DDRA concept and its implementation in a

prototype. Section 3.6 presents force, interaction and motion control results. Section 3.7 discusses the observed performances using EM motors as comparatives. Concluding remarks are given in Section 3.8.

3.3 Considerations for Interactive Robotics

Building robots interacting successfully in poorly defined, dynamic or anthropic domains is challenging. This section discusses the issues of safety, robustness and versatility.

3.3.1 Safety

Physical interaction in anthropic domains creates obvious safety concerns which have been the subject of much research and debate [De Santi et al., 2008][Bicchi et al., 2008]. Hazards particularly arise when interaction forces are not limited to acceptable levels such as during collision or clamping events. In the case of a static clamping, the potential for injury is mainly defined by the maximum force the robot is able or allowed to exert, which is controllable. In the case of a dynamic collision or clamping however, the kinetic energy of the robot represents a serious and hard to manage threat. Indeed, a recent test and simulation campaign demonstrated that the dynamic clamping of an operator head by a small robot moving at a typical speed can cause a fracture of the frontal bone (4 kN impact force) even if maximum reverse torque is applied instantly on contact [Haddadin et al., 2008].

This risk level must obviously be reduced. A few approaches are possible. Undesired collision occurrences can be decreased through sensorisation and reactive control schemes. The robot then monitors the human actions and stops moving, reduces its speed or modifies its trajectory when required. Depending on the desired level of intimate contact and collaboration, this might not always be applicable or sufficient. Then, compliant coverings can be added to reduce the magnitude of impact forces, although impractically large amounts of material may be necessary for typical industrial robots [Zinn et al., 2004]. The

root of the problem remains the amount of kinetic energy of the moving robot, which can only be lessened either by decreasing velocity or by decreasing the effective inertia. The former is easy to implement, but limits the ability to produce useful work. The latter, unfortunately, is not trivial.

3.3.2 **Robustness**

In robotic manipulators, motion tracking controllers, high impedance actuators and stiff transmissions team up to reject force disturbances. These fundamental building blocks, useful for high performance motion, are nonetheless incompatible with robust interaction in kinematically constrained environments. For instance, within this design paradigm, tasks as simple as opening a drawer or a door become very challenging because any inaccuracy in motion creates large reaction forces which threaten the integrity of the robot and the environment. Actions must thus be performed slowly and carefully while a high burden is put on modeling and control.

A kinematic constraint imposes restrictions on allowed trajectories. The only way to gracefully and non-destructively handle tasks is then to accept the motion guidance. One approach is to use an end-effector force sensor mounted on a stiff robot and to add compliance by control. However, because controllers and actuators have limited power bandwidth, the compliant control of stiff architectures is only possible at low frequencies. Achieving robustness thus demands low intrinsic inertia and sufficient open-loop backdrivability.

3.3.3 **Versatility**

Bodies physically interact when, once coupled, they exchange mechanical energy through the flow of two conjugate variables: force and velocity. Traditional robotic controllers focus on imposing velocity using motion feedback. However, such controllers do no capture the broad diversity of possible interactions; they lack versatility. A more general approach,

termed interaction or impedance control, consists in regulating the dynamic relationship between the two interaction variables [Hogan et al., 1985][Hogan et Buerger, 2005]. Within this behavioural tracking paradigm, the definition of robot performance is extended to include the ability to stably and precisely emulate a wide range of impedances over a large frequency spectrum [Colgate et Brown, 1994][Weir et al., 2008].

Besides increased versatility, interaction controllers have advantages regarding stability analysis in the context of physical interaction with unknown environments. The stability analysis of classic motion controller requires knowledge of the dynamics of the system to be controlled. This is not possible when interacting with unknown environments because these dynamics change unpredictably. In contrast, interaction controllers try to regulate the dynamic behaviour of the robot itself, which is independent of the environment. One interesting outcome is that the coupled stability with most environments (at least passive ones) can now be guaranteed as long as the emulated impedance is passive [Colgate, 1988].

The control tools for stable and versatile interaction thus exist. However, once again, the hardware of classic robots poses serious limitations. Because a controller and actuator have limited power and bandwidth, it will always be difficult to emulate low impedances with high impedance robots. On a more theoretical basis, because of the finite structural stiffness of robots, using control to mask more than about half of the intrinsic inertia necessarily trespasses the passivity criteria, leading to a potential for coupled instabilities [Colgate et Hogan, 1989][Newman, 1992]. This advocates again for low inertia hardware. On the other hand, without low impedance hardware, a large force bandwidth is necessary to emulate high impedances. Both are necessary for highly versatile interactions.

3.4 Actuators for Interaction Control

Based on the issues of safety, robustness and versatility, actuators designed for interactive robotics should have the following capabilities, which are somewhat competing:

1) *High torque density.* For serial structures with actuators collocated with joints, it enables the design of lighter and lower inertia robots.

2) *Low intrinsic output impedance.* Inertia is detrimental because it creates undesired dynamic interaction forces. Joint friction is also undesirable because it inhibits joint backdrivability which can reduce the magnitude of these undesired forces.

3) *High bandwidth force control.* This is required to achieve fast and stiff motion control or to enable the stable emulation of high impedances with low impedance hardware.

4) *Precise force control.* The ability to generate a given force with high fidelity is desirable in a number of force and interaction control tasks.

Common actuators do not simultaneously achieve these four requirements as illustrated in Figure 3.1 where requirements 2 to 4 are combined into the "aptitude to force control" [Buerger, 2005]. The force density of direct drive EM motors is often insufficient. It is typically limited to somewhere between 2.5 and 6 Nm/kg for convection cooled, torque optimized and frameless motors [Hollerbach et al., 1991]. Then, the force control precision of geared motors is usually too low. This is the result of the transmission backlash, non-linear friction and elasticity. Their intrinsic inertia is also high because of the speed reduction transmission inertia multiplying effect. As a reference, this speed reduction ratio is often chosen so that the effective inertia of the actuator roughly matches that of the actuated link with its load in order to optimize dynamic performances and reduce control instabilities [Armstrong et al., 1998]. Also, because of the compressibility of air, the bandwidth of pneumatic actuators is typically insufficient to provide a generalizable solution. Finally, by their nature, flow controlled hydraulic actuators have too much impedance.

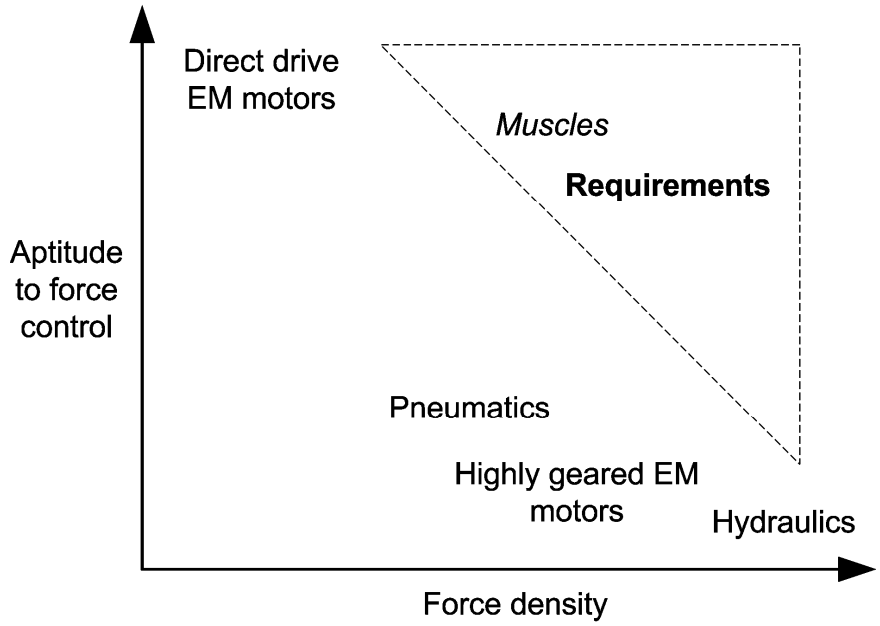


Figure 3.1 : Aptitude to force control versus force density for common actuators

To compensate for these limitations, actuators specifically designed for interaction have been proposed:

Relocated Direct Drive Motors. Direct drive motors are attractive because they are usually low inertia and low friction devices with a known relationship between the winding current and the output force. Fast, precise and inherently stable force control can thus be achieved using a current feed-forward scheme. However, because of mass and weight constraints, it is often desirable to relocate them near the robot base. Mechanical power must then be conveyed through stiff and efficient transmissions, which can be a challenge to design and integrate. The MIT-Manus rehabilitation device sold by Interactive Motion Technologies and the Whole Arm Manipulator sold by Barrett Technologies are examples of designs using this approach [Hogan et Krebs, 1992][Salisbury et Townsend, 1993].

Force Feedback Actuators. These actuators are composed of high force density actuators, such as geared EM motors, equipped with an output force sensor to enable closed-loop force

control [Vischer et Khatib., 1995]. However, the non-collocation of the sensing and actuating transducers and other factors (e.g., limited sampling frequencies) limit stable feedback gains and stable control bandwidth [Colgate et Hogan, 1989][Eppinger et Seering, 1987]. Above this bandwidth, the open-loop dynamics invariably dominates and can pose a threat to safety and robustness. One of the foremost initiatives using this method was undertaken by the German Aerospace Center (DLR) and resulted in three generations of extensively optimized lightweight robotic arms [Hirzinger et al., 2004]. Performances are impressive but robustness is still an issue [Albu-Schaffer et al., 2008].

Series & Differential Elastic Actuators (SEA & DEA). To improve the safety and robustness of Force Feedback Actuators, a compliant element is placed at the output. This enhances force resolution, control stability and impact tolerance [Williamson, 1995][Robinson, 2000][Lauria et al., 2008]. However, the introduced flexibility limits the efficiency with which power is transferred from the transducer to the link. This results in a drop of controllable bandwidth. SEA have been used in walking and running robots, motorized prosthesis-orthesis, rehabilitation devices and a few interactive manipulators such as for Domo from the Massachusetts Institute of Technology [Edsinger-Gonzales et Weber, 2004]. DEA are used for the locomotion of an omnidirectional wheel/track robot [Lauria et al., 2008].

Parallel Coupled Micro-Macro Actuators. To improve the force control bandwidth of SEAs, a low power direct drive motor is added in parallel. The SEA generates low frequencies and high amplitude forces whereas the direct drive motor contributes for high frequencies and low power forces [Morrel et al., 1996]. To reduce the moving mass, the SEA can be relocated near the robot base whereas the direct drive motor remains collocated with the joint. This is referred to as the Distributed Macro-Mini Actuators approach [Zinn et al., 2004]. The direct drive motor extends bandwidth and thus performances. This nonetheless comes at the price of increased volume, mass and complexity. The distributed approach has recently been used to create a large workspace haptic interface [Zinn et al., 2008]. Willow Garage PR2 platform

also uses this approach, but with the SEA being connected to a more intricate gravity compensation mechanism [Wyrobek et al., 2008].

Variable Stiffness Actuators. A Variable Stiffness Actuator could be described as an SEA with an actuated mechanism enabling a real time variation of the compliant element stiffness. With this method, motion performance while operating under safety constraints is improved by combining low velocity with high stiffness and high velocity with low stiffness, where low stiffness provides a better isolation from the motor inertia [Tonietti et al., 2005][Schiavi et al., 2008][Wolf et Hirzinger, 2008]. Another important advantage is that the mechanically rendered stiffness is not subject to a loss of passivity. The drawbacks of current designs include mechanical complexity, time delays for stiffness modulation and limited stiffness ranges.

Actuators with Clutch. These actuators use a force controllable clutch placed between a high force density actuator (the velocity source) and the load [Zhou et al., 2004][Chapuis et al., 2009]. Advantageously, the clutch isolates the environment from the inertia of the velocity source. On the other hand, the intrinsic clutch friction can limit the ability to control small forces accurately. Also, because the direction of the velocity slippage in the clutch must always correspond to the direction of the desired interaction force, the bandwidth around zero force is tributary of the velocity source performance.

Dual Clutches Actuators. These actuators are built by connecting the outputs of two force controllable clutches being driven in opposite directions. This proposition was made in contexts ranging from haptic displays to high performance motion [Sakaguchi et Furusho, 1998][Choi et al., 1999][Hakogi et al., 2006][Johnson et al., 1999]. Indeed, this approach has several interesting consequences: these actuators display very low output impedance and no backlash and, depending on the clutch technology, can be able of fast and precise open-loop force control. Nevertheless, mechanical integration remains a challenge and the resulting prototypes are bulky.

3.5 Dual Differential Rheological Actuator

Designing actuators suited for high force physical interaction is not trivial. Indeed, because of conflicting requirements and limited design options, most approaches still struggle to deliver high performance in convenient packages. Our actuation solution, thereby identified as the Dual Differential Rheological Actuator (DDRA), is based on the synergistic use of two differentially coupled MR brakes and an EM motor. This configuration shares similarities with the Dual Clutches Actuators. However, the differential configuration solves a number of integration issues. This section describes the DDRA concept starting with MR brakes and mechanical differentials, which are important building blocks.

3.5.1 Magnetorheological Brakes

MR fluids are typically composed of micro-sized ferromagnetic particles mixed in a carrier liquid. When a magnetic field is applied through the fluid, the magnetisable particles align and form columns. These columns oppose motion up to a shear stress threshold determined by the intensity of the magnetic field, at which point the fluid starts to flow.

This principle is exploited in MR brakes, which use one or a plurality of interspersed rotor and stator blades to shear the fluid, as shown in Figure 3.2 Multiple blades increase the shear area and make it possible to produce large forces. Figure 3.3 shows typical braking torques T_B versus angular velocity ω for different magnetic field strengths H. B_B is the brake drag coefficient due to fluid viscosity. A stiction phenomenon is visible at low speeds. Nevertheless, if there is motion between blades, the output torque can be approximated as (3.1), describing a plastic Bingham model with an added dry friction coefficient T_f. This friction can be attributed, for example, to sealing elements. In this model, the fluid viscosity is considered to be independent of velocity, although shear rate thinning is usually reported [44]. In a typical MR brake, the field dependant yield torque $T_y(H)$ is controlled by modulating the current flowing through the coil.

To help explain the DDRA mechanism, rotational to linear analogies are provided later on. For this reason, a linear equivalent of (3.1) is given in (3.2), where F_B is the braking force, $F_y(H)$ is the controllable field dependant yield force, F_f is the dry friction force, v is the velocity and C_B is the damping coefficient.

$$T_B = (T_y(H) + T_f)\,\mathrm{sgn}(\omega) + B_B\omega \tag{3.1}$$

$$F_B = (F_y(H) + F_f)\,\mathrm{sgn}(v) + C_B v \tag{3.2}$$

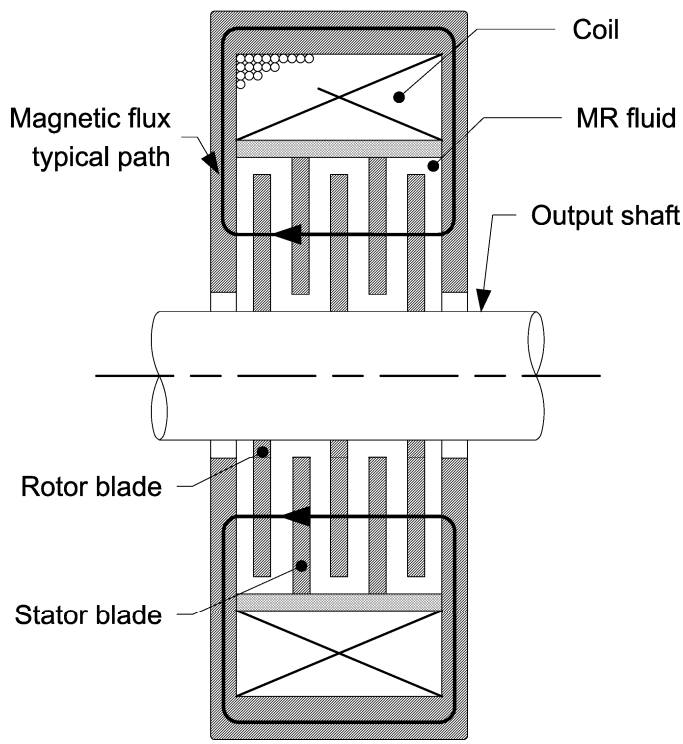


Figure 3.2 : Cross-sectional view of a typical magnetorheological brake

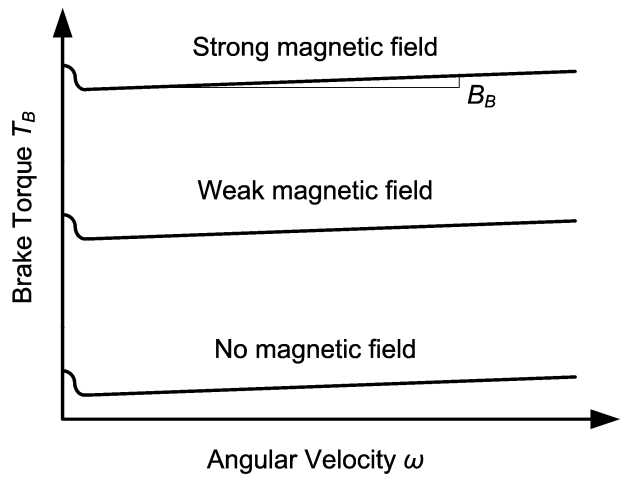


Figure 3.3 : Typical magnetorheological brake torque versus angular velocity for different magnetic field strengths

Well-designed MR brakes display high torque density, very low inertia, high bandwidth and low power consumption. Drawbacks possibly include a hysteretic torque to current relationship caused by magnetic remanence. The consistency of this relationship can also be affected by gravitational particle settling, magnetic gradient induced particle migration or particle centrifugation phenomena [Gabriel et al., 2008][Lampe et al., 1998]. Well formulated fluids and good brake designs are thus required.

3.5.2 **Mechanical Differentials**

Mechanical differentials are mechanisms possessing three ports among which force or torque is distributed following a known relationship. The lever mechanism illustrated in Figure 3.4 is an example used here as an analogy to all other differential mechanisms. This lever has three ports (O_1, O_2 and O_3) to which external forces (with norms F_1, F_2 and F_3) are applied. To assess the effects of the mechanism inertia, a lumped mass (m_1, m_2 or m_3) is associated to each port. For this configuration, the kinematic relationship between port velocities (with norms v_1, v_2 and v_3) is expressed using the Willis formula (3.3). Force relationships, derived using basic dynamics, are expressed in (3.4).

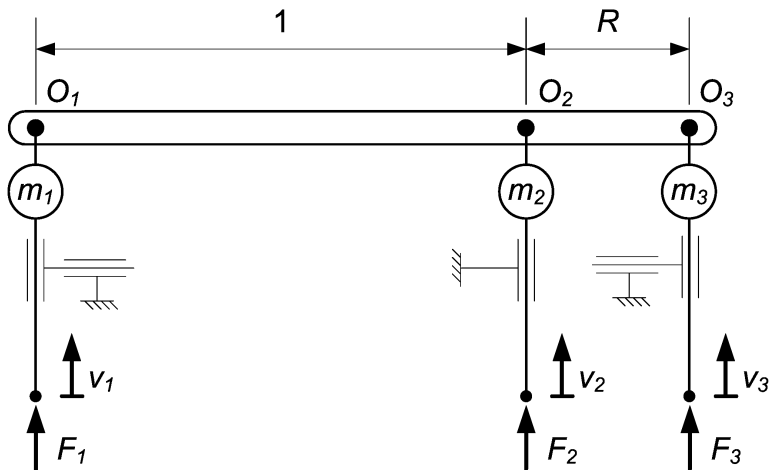


Figure 3.4 : Lever in a differential configuration with added lumped masses

$$v_3 + Rv_1 = (1+R)v_2 \tag{3.3}$$

$$\begin{cases} F_1 = F_3 R - \dot{v}_3 R m_3 + m_1 \dot{v}_1 \\ F_2 = -F_3(1+R) + \\ \qquad + \dot{v}_2 (m_2 + (1+R)^2 m_3) - \dot{v}_1((1+R)Rm_3) \end{cases} \tag{3.4}$$

3.5.3 **DDRA Concept**

The DDRA makes use of two differentially coupled MR brakes to control the flow of mechanical power from a velocity source to the load. The configuration is such that the interaction force can be controlled, in both directions, by a combination of the two braking forces.

Such a configuration is schematically illustrated in Figure 3.5, using the lever analogy. The velocity source (not shown) moves the ports O_1 and O_4 at velocity v_{in} in opposed directions. Pivots O_3 and O_6 are respectively connected to mechanically grounded brakes 1 and 2 which resist motion with forces F_{B1} and F_{B2} modeled using (3.2). Pivots O_2 and O_5 are linked together and form the actuator output. Lumped masses (m_{in}, m_B and m_{out}) are added to

consider inertial effects. m_{in} represents half the inertia of the velocity source and of a fraction of the differential mechanism. m_B symbolizes the inertia of a brake and of a fraction of the differential mechanism. m_{out} finally stands for the inertia of the output link and of the remaining portions of the differential mechanisms.

Consider the case where both brakes are similar: same damping coefficients and same dry friction forces. Also, consider that the input velocity v_{in} is sufficient to ensure that, despite output motion v_{out}, ports O_2 and O_5 are moving in opposite directions. The interaction force F_{out} can then be expressed as in (3.5), derived using (3.2) and (3.4). This relationship shows that the output force is strictly a linear combination of the two open-loop controllable field dependant yield forces of the brakes ($F_{y1}(H_1)$ and $F_{y2}(H_2)$ for brakes 1 and 2) and of the dynamic effects of the intrinsic impedance $Z_{out}(s)$, where s is the Laplace complex argument.

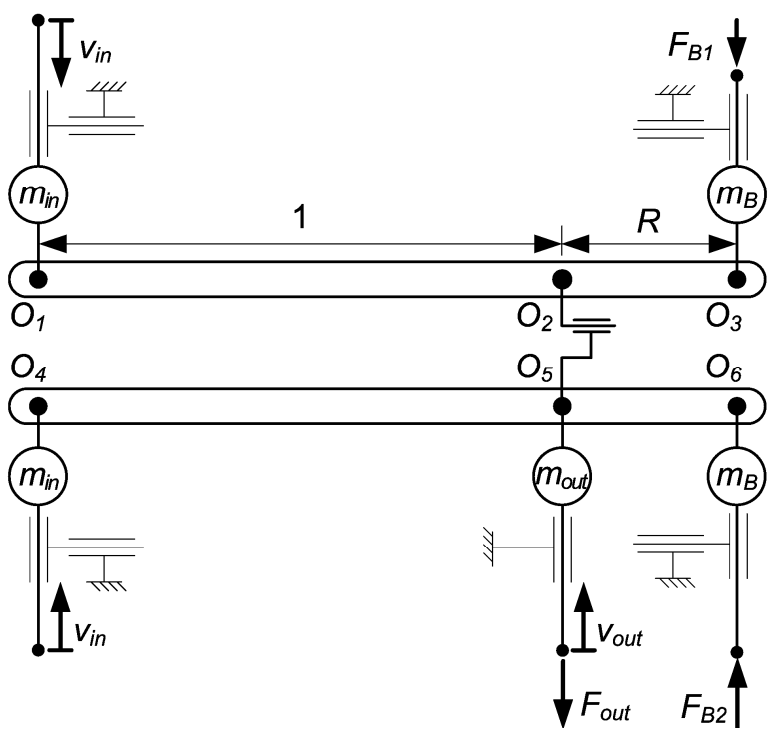


Figure 3.5 : Schematic lever analogy of a DDRA configuration

$$\begin{cases} F_{out} = F_C - v_{out}(s) Z_{out}(s) \\ F_C = (F_{y2}(H_2) - F_{y1}(H_1))(1+R) \\ Z_{out}(s) = 2(1+R)^2 (m_B s + C_B) + m_{out} s \end{cases} \tag{3.5}$$

Many advantages come with the DDRA concept:

- Output inertia is exceptionally low because it is decoupled from the velocity source as illustrated by (3.5), where $Z_{out}(s)$ is not a function of m_{in}.
- Output friction is small. Because of symmetry in the design, the brakes dry friction forces oppose each other and tend to cancel themselves out. Concerns regarding brake stiction are also eliminated because ports O_3 and O_6 are in continuous motion.
- Forces can be controlled over a large bandwidth by making use of fast brakes. Very little detrimental elasticity is introduced between the brakes and the output.
- High-fidelity force control is possible. In geared motors, the transmission adds a lot of noise on the output force. The proposed concept links the brakes to the output through minimal gearing.
- Backlash is eliminated by the opposition of internal forces. This improves positioning precision and enables a high inertia mismatch between the actuator and the load without compromising the stability of motion controllers.
- The interaction force can be controlled without a torque sensor simply by modulating the currents in the brakes. This feed-forward approach is inherently stable.
- The design is robust and impact tolerant. The output force remains under control even during collisions. The excess energy is simply dissipated in the brakes.
- The velocity source can be implemented with low grade components. Because the brakes control the interaction, there are no stringent performance requirements for the velocity source. Its gearing can furthermore be fabricated with backlash and kinematic imperfections without affecting performances.

3.5.4 **Proof-of-Concept Prototype**

Before initiating the design of a complete custom-built DDRA, we first validated the concept using standard MR brakes [Fauteux et al., 2009a]. Figure 3.6 shows an exploded view of the actuator mechanism. Figure 3.7 shows the actuator with its output connected to a torque sensor for characterization purposes.

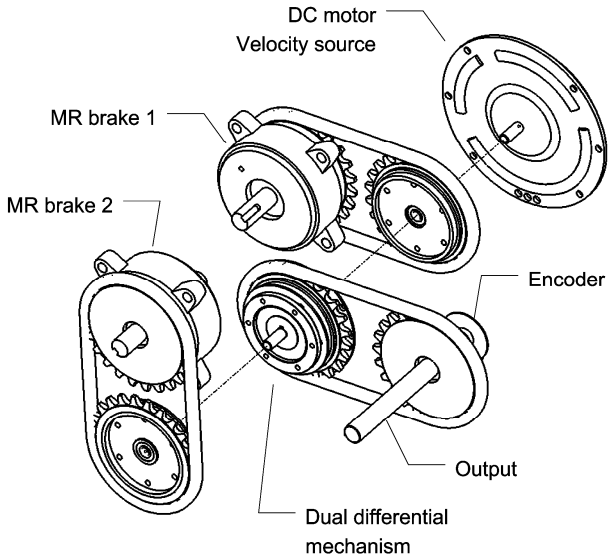


Figure 3.6 : Exploded view of the proof-of-concept prototype mechanism

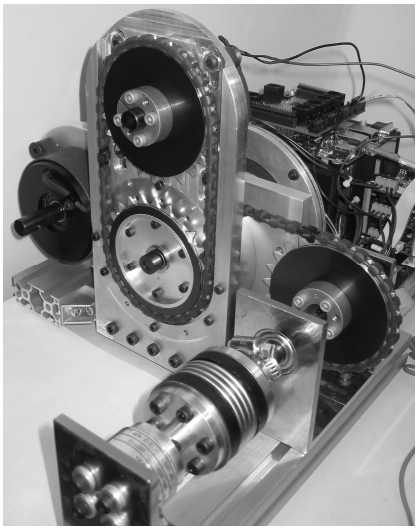


Figure 3.7 : Image of the proof-of-concept prototype

3.6 Implementation

Figure 3.8 illustrates and describes the hardware of our first complete and integrated DDRA prototype. It consists of a velocity source, two MR brakes, a dual differential mechanism and drive electronics with a position feedback device.

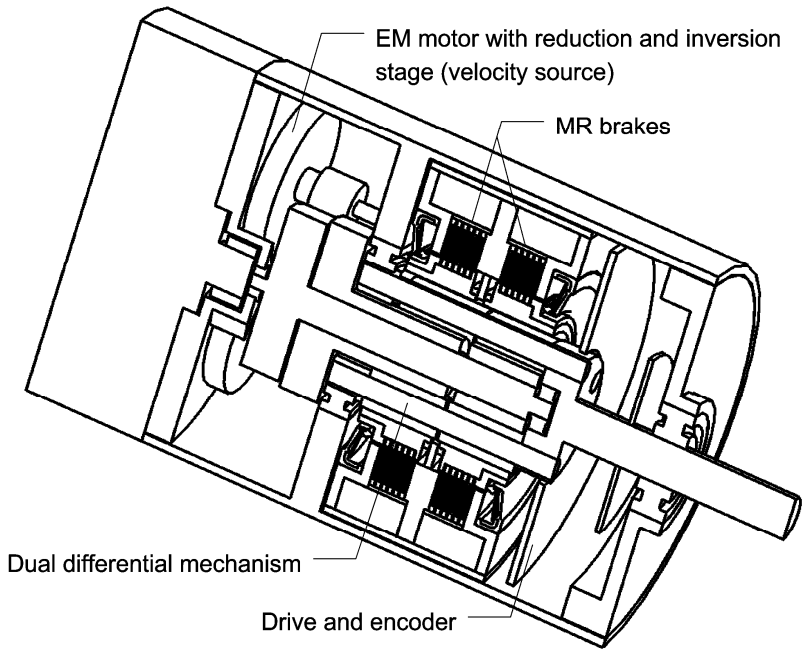


Figure 3.8 : Cross-sectional view of the DDRA prototype

The velocity source includes a brushless DC motor and a geared velocity reduction and inversion stage. More details are visible in the exploded view of Figure 3.9 where arrows indicate rotation directions. The output gears O_1 and O_4, where numbers refer to Figure 3.5, are the inputs of the dual differential mechanism. They rotate with the same velocity (ω_{in}) but in opposite directions.

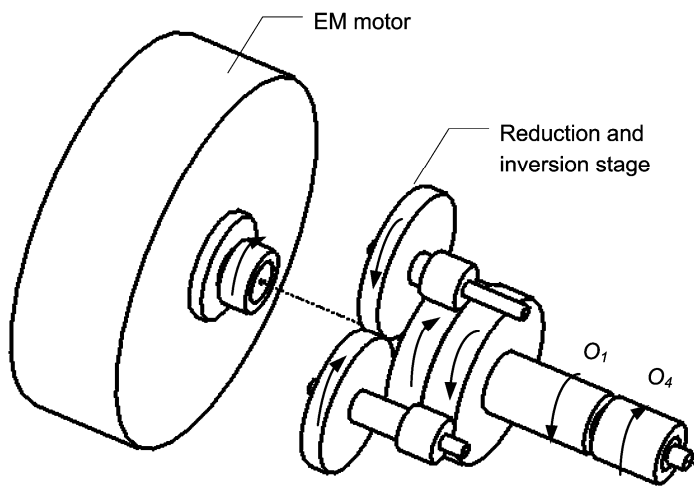


Figure 3.9 : Exploded view of the velocity source

The MR brakes module is shown in Figure 3.10. When a current flows in a coil, a magnetic flux is created in the corresponding brake which starts resisting motion. By modulating currents (I_1 and I_2 for brakes 1 and 2), the field dependant braking torques ($T_{y1}(H_1)$ and $T_{y2}(H_2)$) are controlled. The rotors of brakes 1 and 2 are respectively mounted on internal gears O_3 and O_6.

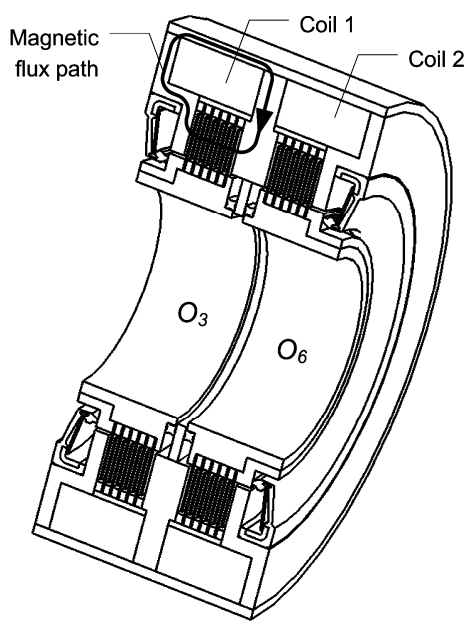


Figure 3.10 : Cross-sectional perspective view of the MR brakes module

Two epicyclic gearing stages are used to create the dual differential mechanism. An epicyclic gearing stage, in a differential configuration, is equivalent to the lever of Figure 3.4 with R being the ratio of sun gear to annulus gear numbers of teeth. The sun gear is port O_1, the planet carrier is port O_2 and the annulus gear is port O_3. A simplified exploded view of the dual differential mechanism is presented in Figure 3.11. Ports O_1 and O_4 are connected to the velocity source whereas ports O_3 and O_6 are connected to brakes. A single planet carrier guides the planetary gears of both stages and forms the output.

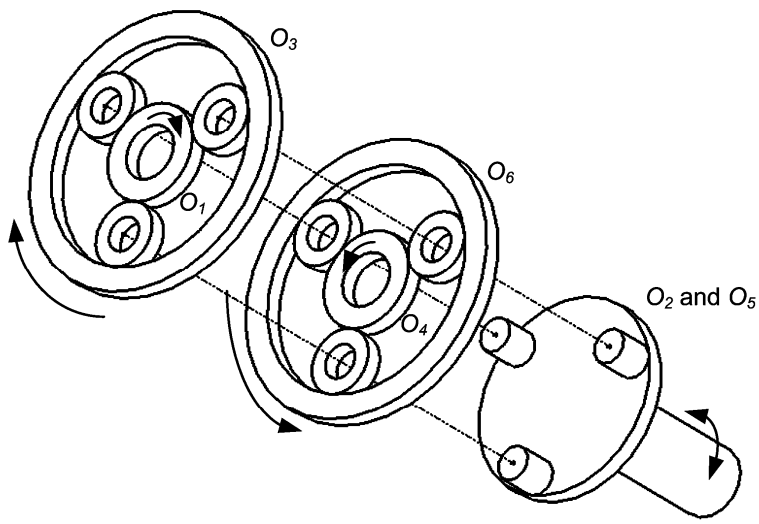


Figure 3.11 : Exploded view (simplified) of the dual differential mechanism

A position feedback device, a controller and the drive electronics are included within the actuator main volume. The purpose of the controller is twofold: it commands the velocity source and controls the current supplied to the brakes to produce the desired behavior. The velocity source is controlled through a classic PID feedback loop using information from the motor Hall effect sensors. For the output force or torque to be described using (3.5), the input velocity must be sufficient. The input velocity reference ($\omega_{in\text{-}ref}$) is thus set using (3.6) where R is the dual differential mechanism reduction ratio (see Figure 3.5), ω_{out} is the output

velocity and ω_m is a velocity margin. This margin is used to circumvent the dynamic performance limitations of the motor when high accelerations are expected. It can be chosen and varied according to the task.

$$\omega_{in-ref} = \left|\omega_{out}\right| R + \omega_m \tag{3.6}$$

3.7 Results

Table 3.1 presents the specifications of our DDRA prototype. Its intrinsic impedance can be estimated using CAD tools and simple models: it is a combination of a small inertia and a small damping. In this section, performances are evaluated in the contexts of torque, interaction and motion control.

Table 3.1: DDRA prototype specifications

Dimensions	90 mm diameter by 137 mm
Mass	2.4 kg
Maximum torque	20 Nm
Nominal torque (estimate)	11 Nm
Maximum velocity	160 rpm (with 37 V power supply)
Nominal power output (estimate)	150 W (with 37 V power supply)
Output inertia (estimate)	$1.2e^{-4}$ kg.m^2
Output damping (estimate)	0.01 Nm.s/rad

3.7.1 **Torque Control**

With the DDRA prototype, torque control was performed using a current feed-forward approach, which required knowledge of brake currents versus output torque relationships. To identify them, the following experiment was conducted. The actuator output was coupled to a fixed torque sensor. The velocity source was set to rotate and a slowly varying sinusoidal current was sent to a brake, then to the other. Torque and currents data were recorded over several sinusoid periods. Because output velocity is zero, the intrinsic impedance $Z_{out}(s)$ has no effect. What is measured is thus the open-loop controllable torque T_C (F_C in (3.5)). Data and fitted third order polynomial functions are presented in Figure 3.12. At zero current, both curves cross at a small torque value identified as T_0. Figure 3.13 gives a closer view of the torque generated by brake 1 over one sinusoid period. This information is filtered with a 10 Hz cutoff frequency to reveal a small hysteresis.

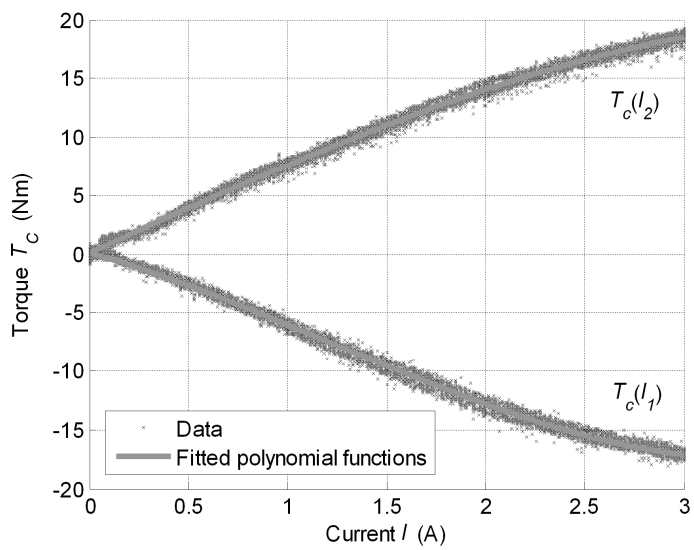


Figure 3.12 : Torque output function of brake currents and fitted third order polynomial functions

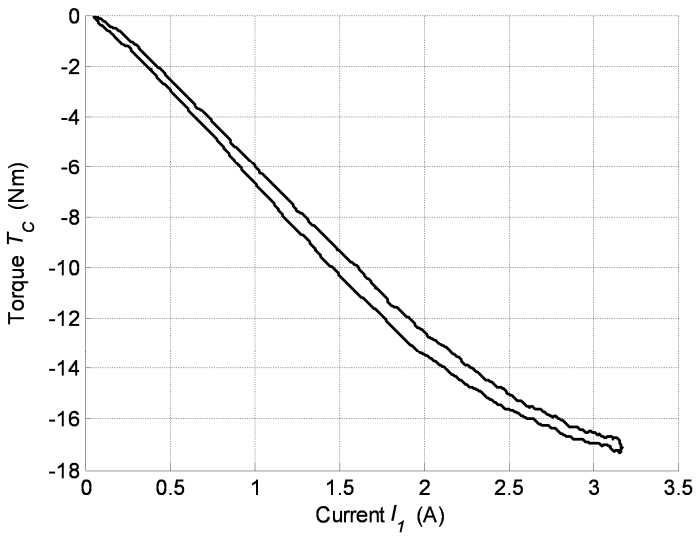


Figure 3.13 : Torque output function of current in brake 1

The torque controller, making use of the inverse of the identified polynomial relationships $T_C(I_1)$ and $T_C(I_2)$ (see Figure 3.12) is presented in Figure 3.14. According to the torque command T_{Cref}, the controller generates the brake current commands I_{1ref} and I_{2ref} which are communicated to the corresponding current drives. Due to the resistive-capacitive nature of the brake electrical circuit, a few milliseconds are then required for these currents to establish.

With this controller in place, the open-loop torque tracking performances were tested. Figure 3.16 illustrates a rapidly varying sinusoidal command concurrently with the torque measured through the fixed sensor, showing that fast and accurate torque tracking is possible.

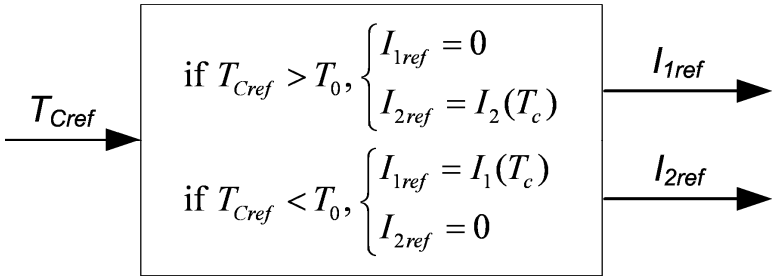


Figure 3.14 : Current feed-forward torque control scheme

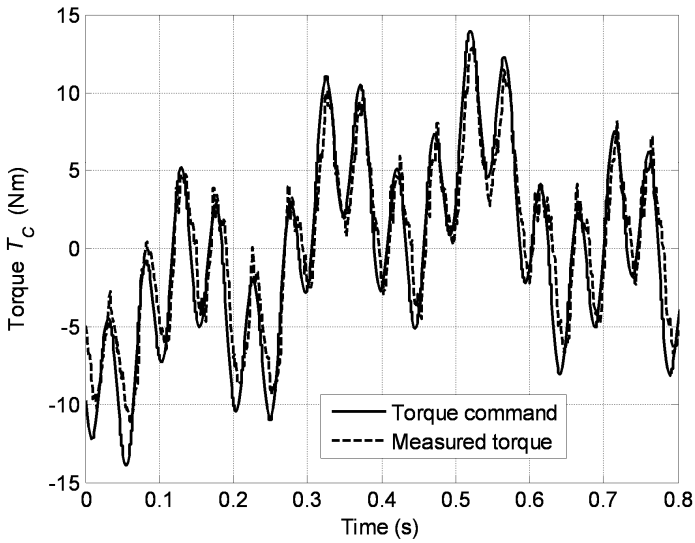


Figure 3.15: Torque tracking with T_{Cref} = 5sin(2πt) + 5sin(5*2πt) + 5sin(20*2πt)

To better capture torque generation performances, 10 and 15 Nm sinusoidal torque commands sweeping from 0 to 40 Hz were applied. Transfer function identification techniques were then used to reveal the performances shown in Figure 3.16. Using a 3 dB power loss cutoff frequency definition, it is apparent that the bandwidth is greater than 40 Hz. The figure also reveals that the performance is dependant of the magnitude of commands at high frequencies. However, to simplify discussions, the system is hereafter treated as linear with the torque command (T_{Cref}) to torque output (T_C) transfer function, of which Figure 3.16 is a visual representation, termed $G(s)$.

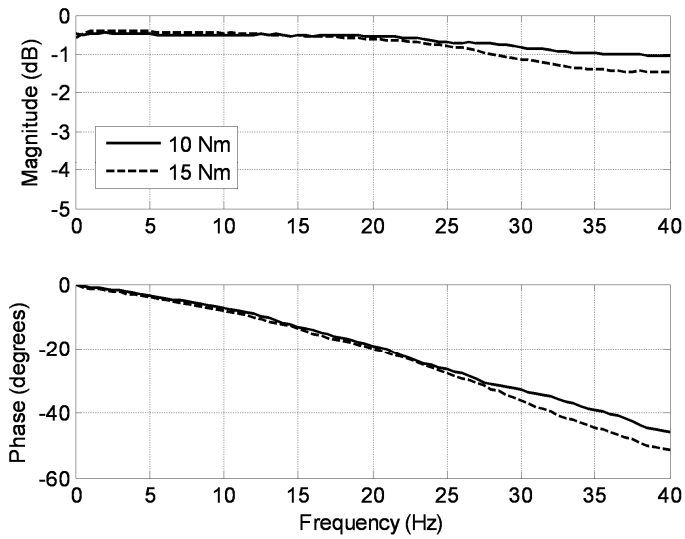


Figure 3.16 : Bode plot of the transfer function G(s) between the commanded torque (T_{Cref}) and the measured output torque (T_C)

Using $G(s)$ and the previously identified intrinsic output impedance $Z_{out}(s)$, the expected torque output T_{out} during motion can be rewritten as in (3.7). This equation, which completely characterizes torque control performances, states that T_{out} is a combination of the open-loop controlled torque and of the actuator intrinsic resistance to motion.

$$\begin{cases} T_{out}(s) = G(s)T_{Cref}(s) - Z_{out}(s)\omega_{out}(s) \\ Z_{out}(s) = (1.2e^{-4}s + 0.01)\ \text{Nm.s/rad} \end{cases} \tag{3.7}$$

3.7.2 Interaction Control

Interaction control was performed using an impedance controller developed as shown in Figure 3.17. As illustrated, the torque command $T_{Cref}(s)$ is modulated according to output motion $\omega_{out}(s)$ following a dynamically varying impedance relationship $Z_V(s)$. The open-loop torque controller then pilots the brakes. The resulting torque, which is also affected by $Z_{out}(s)$

during motion, is applied to the load. In the diagram, this load is characterized by its admittance function $Y_e(s)$. To enable motion control, a reference position $\theta_V(s)$ (with reference velocity $\omega_V(s)$) is given to the controller. Modifying this reference is equivalent to moving the virtual attach point of $Z_V(s)$. A torque feed-forward can also be given to the controller through T_V. It can be used, for example, to compensate gravity acting on the actuated link. Finally, to accommodate safety constraints, the commanded torque is bounded between T_{max} and $-T_{max}$. Because the actuator has very low intrinsic output inertia, impact and interaction forces can be effectively limited by these bounds.

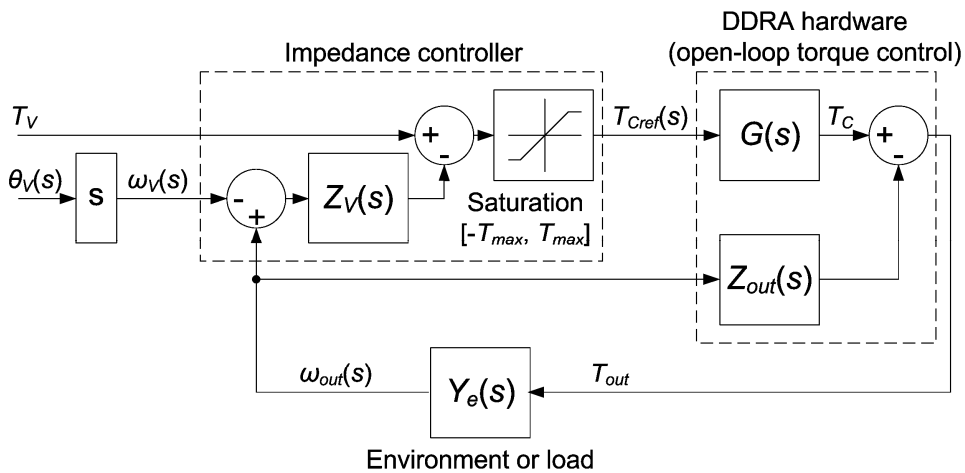


Figure 3.17: Bloc diagram of the impedance controller

The virtual impedance function $Z_V(s)$ used in the controller is detailed in (3.8). It is composed of three terms. They respectively emulate a mechanical spring with stiffness K_V, a mechanical damper with coefficient B_V and a position error integrator with gain I_V. This is similar to a PID controller. However, whereas a PID controller typically aims at regulating either torque or velocity, this controller aims at modulating the relationship between both. Another distinction is that the gains (K_V, B_V and I_V) can be changed in real time to continuously adapt the interaction behavior to the task. This gives the controller its versatility.

$$Z_V(s) = \frac{K_V}{s} + B_V + \frac{I_V}{s^2} \tag{3.8}$$

For stable interaction, it is however important to know what range of virtual impedances can be commanded. This range is called the Z-width [Colgate et Brown, 1994]. To illustrate this, the following experiment was conducted. The actuator was coupled to a small inertial load (0.008 kg.m^2). Then, different virtual spring and damper combinations were commanded. For each pair, stability was considered achieved when, judging by the position curve, no sustained oscillation could be elicited. To implement damping, the output velocity ω_{out} was estimated using a backward differentiation of the output position and a first order low-pass filter. Tests were conducted using filters with 30 and 160 Hz cutoff frequencies. With the 160 Hz filter, tests were stopped at a damping of 8.5 Nm.s/rad because the haptic feeling was rapidly deteriorating. Results are shown in Figure 3.18. The area under a curve represents the range of stable impedances while coupled to the small inertial load.

Haptic interfaces, for example, require such versatility. In this field, simulating the transition between free motion and stiff walls is a common benchmark. With the prototype, using a 20 cm radius manipulandum with an inertia of 0.008 kg.m^2, a transition between free motion and a stiffness of 30 N/mm (1200 Nm/rad) is feasible. This is enough to convey the presence of “hard” or “rigid” walls according to [Tan et al., 1994].

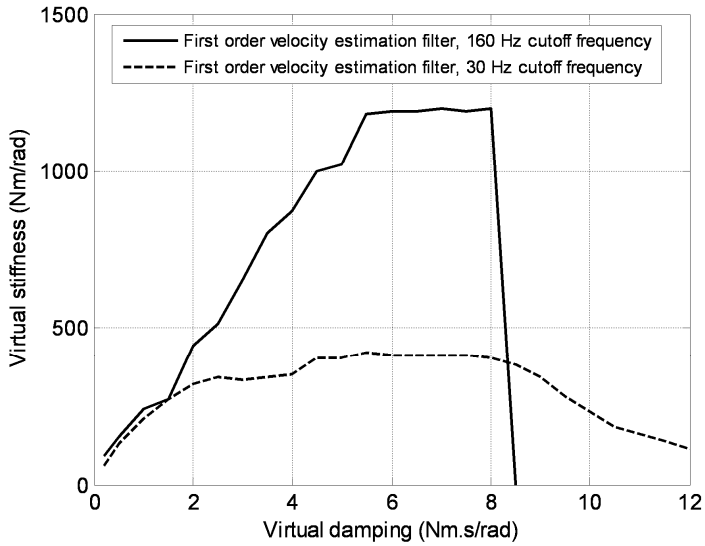


Figure 3.18 : Stable Z-width for interaction with an 0.008 kg.m^2 inertial load

As a note, the Z-width shown in Figure 3.18 is load specific. To be generalizable to unknown environments, further characterization is required. As mentioned, interaction stability can almost be guaranteed if the emulated impedance is passive. A conservative approach would thus be to identify the frequency dependant range of impedances that can be emulated passively and to respect these bounds during interaction. An example of such a characterization, using a dedicated test bench, can be found in [Weir et al., 2008].

3.7.3 **Motion Control**

The developed impedance controller can also be used for high performance motion control. For stiff motion tracking, the virtual impedance is set to a high but stable value and the desired trajectory is communicated through $\theta_V(s)$ (and $\omega_V(s)$). Also, if the load is known, an approximation of the required torque can be feed-forwarded through T_V to improve performances. Figure 3.19 illustrates the results of a motion tracking experiment, showing that fast and precise motion is possible. This is in part because of the actuator zero backlash, low friction and low inertia.

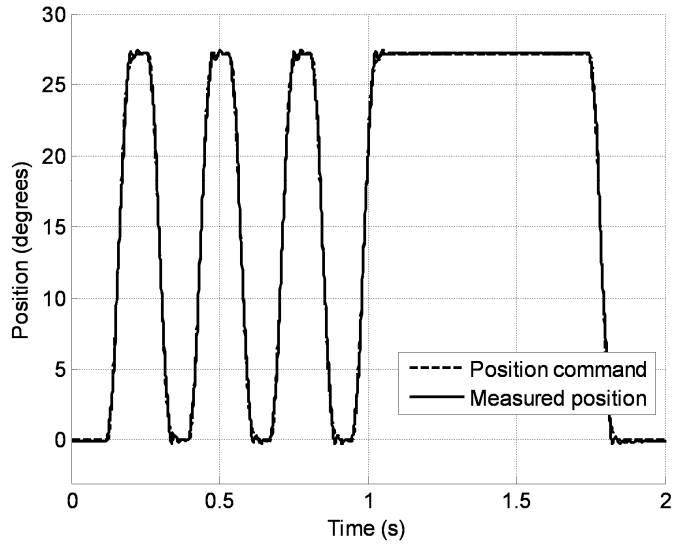


Figure 3.19 : Position tracking, 0.008 kg.m^2 inertial load, K_V=575 Nm/rad, B_V=4 Nm.s/rad and I_V=3 Nm/(rad.s)

3.8 Discussion

To enable improved physical interaction capabilities, the DDRA objectives were to achieve high torque density, low intrinsic impedance, high force bandwidth and high fidelity force control. Using those metrics, Table 3.2 compares the performances of our prototype with available high performance EM actuators.

Table 3.2 : Performance comparison

	DDRA prototype	Geared motors[1]	Direct drive motors[2]
Nominal torque density (Nm/kg)	5	3 to 28	2 to 7
Torque to inertia ratio (Nm/kg.m^2)	93 220	4 to 209	1899 to 8081
Torque bandwidth (Hz)	>40	N.A.[3]	N.A.[3]
High fidelity force control	Yes[4]	No	Yes

1- RHS/RFS, RFK, RSF and FHA-C series by Harmonic Drive.

2- TML and TMM series by Etel, diameters up to 290 mm. No housing, bearing or feedback device.

3- Typically less than 100 Hz for direct drive motors, but up to a few kHz for low inductance designs. In geared motors, backlash and elasticity lower performances.

4- Torque imprecision equivalent to ±2.5% of the full torque range.

1) *Torque density*. The torque density of the DDRA prototype is arguably superior to the one of complete direct drive motor solutions (with housings, bearings and feedback devices). However, the one of high performance geared motors remains superior. Torque density is part of the reason why geared motors have become the common actuator choice for serial robotic manipulators. This suggests that before it can be used in such manipulators, the DDRA torque density should be improved. One way is to use higher reduction ratios between the motor and the output. This is possible because the prototype achieves 160 rpm (Table I) whereas joint speeds exceeding 30 to 45 rpm are seldom required for robotic manipulators.

2) *Intrinsic impedance*. Table II shows that, among available EM actuators, the inertia of the DDRA prototype is exceptionally small. The intrinsic damping (not reported in the table) is also very small. This leads to an actuator with almost transparent dynamics.

3) *Torque bandwidth*. The torque control bandwidth of the DDRA prototype is greater than 40 Hz. This is substantial compared to the 7 Hz upper limit for humans [Chapuis et al., 2009]. No bandwidth data were available for the EM motors of Table II. As a reference, it is typically less than 100 Hz for direct drive motors, but can reach a few kHz for low inductance designs [Pons et al., 2005]. In geared motors, backlash and elasticity are detrimental and reduce performances. Higher bandwidth enables the emulation of stiffer impedances. Yet, it has been shown that an intrinsic damping also contributes significantly [Colgate et Brown, 1994]. For this reason, a performance metric encompassing the effects of bandwidth and intrinsic impedance could be useful in the future. This could be the frequency dependant passive Z-width [Weir et al., 2008].

4) *Force control fidelity*. Contrasting with most geared motors, the DDRA prototype is able of precise torque generation (Figure 3.15). Nonetheless, two detrimental phenomena occur. The first one is torque hysteresis (Figure 3.13) probably caused by magnetic remanence in the brakes. However, because care was taken in the design, it is relatively small and causes a maximum deviation of 0.5 Nm from the modeled torque versus

currents relationships. The second phenomenon, probably caused by a particle migration induced by a magnetic gradient in the brakes, is that the measured torque tends to increase slowly through long trials to eventually stabilize at a maximum of about 0.5 Nm above the command. Both phenomena thus create a possible deviation of 1 Nm from the torque command, which represents 2.5% of the ±20 Nm range. We believe that this is compatible with most robotic physical interaction scenarios.

The objective to develop an actuator suited for physically interacting robotic systems led to a solution with very low friction, very low inertia and zero backlash. These same characteristics also make the DDRA suitable for high performance motion. For example, when compared to geared motors, the DDRA low friction and eliminated backlash contribute to increase positioning precision (Figure 3.19). Also, the DDRA low inertia leads to improved dynamic performances. Indeed, to optimize the acceleration capabilities of a geared motor, the speed reduction ratio should be chosen so that the actuator inertia matches the one of the load. Half of the torque then accelerates the motor rotor whereas only half goes to the load. With a DDRA built from the same motor and with the same reduction ratio, achievable accelerations are almost doubled because the actuator inertia is negligible. Moreover, until speed requirements become an issue, higher reduction ratios can be used to even further increase acceleration capabilities.

3.9 Conclusion

To address the physical interaction limitations of current robotic systems, this paper introduced a novel actuator concept based on the synergistic use of an EM motor and two differentially coupled MR brakes. As confirmed by our results, this approach enables the simultaneous achievement of high force density, low intrinsic impedance, high force bandwidth and precise force control, leading to a potential for safe, robust and highly versatile robotic interaction. We believe that, in the future, such actuators, designed to

enable interaction, will contribute to increase the applicability and usability of robotic systems and help to address a number of relevant issues in domains ranging from manufacturing to health care.

CHAPITRE 4. CONCLUSION

4.1 Sommaire

Ce projet de recherche avait pour objectif principal le développement d'une technologie d'actionneur dont les performances correspondraient aux requis de la robotique d'interaction. Le cahier des charges d'un tel actionneur peut se résumer ainsi : haute densité de couple, faible impédance intrinsèque, haute bande passante et haute fidélité dans la génération de force. Ce qui complexifie la tâche, c'est que certaines de ces caractéristiques sont naturellement en opposition. Dans le cas des actionneurs classiques par exemple, la densité de couple n'est généralement obtenue qu'au prix d'une haute impédance intrinsèque, ce qui rend difficile la conception de systèmes interactifs performants.

Pour adresser cette problématique, une nouvelle configuration d'actionneur a été présentée. Elle combine de façon synergique deux freins magnétorhéologiques et un moteur électromagnétique. Deux prototypes ont été réalisés puis soumis à des tests de performance. Les résultats démontrent que, dans le contexte de la robotique d'interaction, le prototype se compare généralement favorablement aux technologies classiques de moteurs électromagnétiques avec ou sans réducteur. Ils indiquent cependant que des efforts de développement demeurent nécessaires, et ce particulièrement au niveau de la densité de couple.

Les contributions scientifiques de ce projet se situent d'abord au niveau de l'identification des requis pour les actionneurs destinés à l'interaction. Ces derniers découlent d'une synthèse critique de la littérature. Ensuite, le concept d'actionneur imaginé représente une contribution. Ce concept fait d'ailleurs l'objet d'une demande de brevet selon le protocole PCT [Fauteux et al., 2009b]. Un troisième apport se situe au niveau de la caractérisation des

performances du prototype, et particulièrement au niveau du contrôle en force. Ces résultats pourront, dans le futur, servir de base comparative.

4.2 Recommandations

Cette section dresse une liste des pistes de développement qu'il serait intéressant de poursuive dans le futur pour améliorer les performances du prototype, mieux caractériser les performances puis les valider dans des applications concrètes.

1) *Résoudre le problème de fuite*. Les chambres contenant le fluide MR du prototype sont scellées par des joints tournants. Ces derniers laissent s'échapper de petites quantités de fluide qui se retrouve dans le mécanisme et en favorise une usure prématurée. Il s'agirait de revoir le choix des joints puis de modifier, selon le besoin, les pièces avoisinantes.

2) *Augmenter la densité de couple*. Afin que les performances de la technologie développée se démarquent substantiellement des moteurs à entraînement direct, il serait nécessaire d'augmenter la densité de couple. Il serait d'abord intéressant de réviser le choix du moteur, car sa densité de puissance n'est pas suffisante. Il faudrait ensuite réviser le choix du rapport de réduction de vitesse. Le prototype intégré atteint 160 rpm alors que des vitesses supérieures à 30 ou 45 rpm sont rarement nécessaires. Il serait finalement pertinent de revoir la conception des freins pour en réduire la masse.

3) *Caractériser la plage d'impédance passive* (*passive Z-width*). La passivité est un critère conservateur qui permet de garantir une stabilité d'interaction avec presque tous les environnements. Il serait pertinent de chercher à connaître la plage des impédances (fonction des fréquences) qui peuvent être reproduites en respectant le critère de passivité. On pourrait ensuite s'y limiter avec confiance lors des interactions. Cette métrique constituerait également une base comparative très intéressante pour les

travaux futurs. Un banc de test a été fabriqué à cet effet, mais il n'a pas été utilisé en raison des problèmes de fuite de fluide dans le prototype. À noter que cette plage d'impédance passive pourrait probablement être élargie par l'utilisation de frein MR à plus grande viscosité.

4) *Ajouter un frein de sécurité.* Pour que l'actionneur soit utilisable dans le domaine de la robotique industrielle (et dans certaines tâches de robotique de service), il sera nécessaire d'imaginer une solution pour bloquer la sortie en cas de panne de l'alimentation électrique. Une solution envisageable est l'utilisation d'un troisième frein MR entre la sortie de l'actionneur et son bâti. Un couple pourrait être garanti en cas de panne par la présence d'un aimant permanent. Un courant circulant dans un enroulement de fil à proximité permettrait d'annuler selon les besoins le champ magnétique généré par l'aimant.

5) *Intégrer dans une application.* Afin de valider les performances et de favoriser le développement de la technologie, il serait pertinent de le démontrer l'utilisation des actionneurs dans une application concrète. Au niveau du contrôle en position, il s'agirait d'imaginer une tâche où l'on pourrait démontrer un gain de rapidité ou de précision, tel que la manutention de pièces, l'application de peinture ou autre. Cependant, un gain en contrôle de position sera probablement plus difficile à démontrer de façon convaincante qu'un gain en performance d'interaction. Au niveau du contrôle d'interaction, on peut par exemple imaginer les tâches suivantes :

- Assemblage à l'aide de l'information d'effort
- Tâche synergique humain-robot (guidage dans une tâche ou physiothérapie)
- Enseignement manuel d'une tâche (peinture, polissage, assemblage ou autre)
- Manipulation dans un environnement partiellement inconnu, dynamique ou au côté d'humains (dans un contexte de robotique d'assistance par exemple).
- Télémanipulation

4.3 Perspectives

Les systèmes robotiques capables d'accomplir un travail utile en influençant mécaniquement leur environnement se retrouvent pour l'instant confinés derrière des grilles de protection dans les usines de production de masse. Dans le futur, ces systèmes pourraient évoluer et devenir plus aptes à cohabiter et à coopérer avec les humains ou parvenir à de meilleures performances dans les tâches qui requièrent un contrôle de la force. Ceci demandera une modification des approches de conception et très probablement une révision du choix des actionneurs. Des technologies telles que celle développée, favorisant une amélioration des performances d'interaction, pourraient alors contribuer à étendre le champ d'application des systèmes robotiques et, par le fait même, aider à résoudre des problématiques variés touchant aussi bien la productique que l'administration des soins de santé.

BIBLIOGRAPHIE

Airport corporation, *site web de la compagnie Airpot*, http://www.airpot.com, page consulté le 9 décembre 2009.

Aghili F. (1997). *Design and control of direct-drive systems with applications to robotics*. Thèse de doctorat, Université McGill, Montréal, Québec, Canada, 158p.

Albu-Schaffer, A., Eiberger, O., Grebenstein, M., Haddadin, S., Ott, C., Wimbock, T., Wolf, S. et Hirzinger, G. (2008). Soft robotics. *IEEE Robotics & Automation Magazine,* vol. 15, n° 3, p. 20-30.

Armstrong R.W. (1998). Load to motor inertia mismatch : Unveiling the truth. Présenté à *Drives and controls conference*, Telford, England, 13 p.

Bicchi A., Peshkin M. A. et Colgate J. E. (2008) Safety for physical human-robot interaction, dans *Springer Handbook of Robotics*, B. Siciliano and O. Khatib, pp. 1335-1348.

Buerger S.P. (2005). *Stable, high-force, low-impedance robotic actuators for human-interactive machines.* Thèse de doctorat, Massachussetts Institute of Technology, Cambridge, Massachussetts, États-Unis, 359 p.

Chapuis, D., Michel, X., Gassert, R., Chew, C., Burdet, E. et Bleuler, H. (2007). A haptic knob with a hybrid ultrasonic motor and powder clutch actuator. Dans actes de *EuroHaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, publié par IEEE Computer Society, Piscataway, New Jersey, États-Unis. p. 200-205.

Chapuis, D. (2009) Application of Ultrasonic Motors to MR-Compatible Haptic Interfaces. Thèse de doctorat, École polytechnique fédérale de Lausanne, Lausanne, Suisse, 124 p.

Chew, C., Hong, G. et Zhou, W. (2006). Series damper actuator system based on MR fluid damper. *Robotica,* vol. 24, n° 6, p. 699-710.

Choi, S.B., Han, S.S., Kim, H.K. et Cheong, C.C. (1999). $H_{infinity}$ control of a flexible gantry robot arm using smart actuators. *Mechatronics,* vol. 9, n° 3, p. 271-286.

Colgate J.E. (1988). The *control of dynamically interacting systems*. Thèse de doctorat, Massachussetts Institute of Technology , Cambridge, Massachussetts, États-Unis, 299 p.

Colgate, J.E. et Hogan, N. (1988). Robust control of dynamically interacting systems. *International Journal of Control,* vol. 48, n° 1, p. 65-88.

Colgate, E. et Hogan, N. (1989). Analysis of contact instability in terms of passive physical equivalents. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, États-Unis, p. 404-409.

Colgate, J.E. et Brown, J.M. (1994). Factors affecting the Z-width of a haptic display. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, États-Unis, p. 3205-3210.

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) – Institute für Robotik und Mechatronik, *site web de l'agence spatiale allemande – Institut pour la robotique et la mécatronique*, http://www.dlr.de/rm/, page consultée le 9 décembre 2009.

Edsinger-Gonzales, A. et Weber, J. (2004). Domo: a force sensing humanoid robot for manipulation research. Dans actes de *IEEE/RAS International Conference on Humanoid Robots*, publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, États-Unis, p. 273-291.

Eppinger, S.D., Seering, W.P. (1986). On dynamic models of robot force control. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, New York, Etats-Unis, p. 29-34.

Eppinger, S.D. et Seering, W.P. (1987a). Introduction to dynamic models for robot force control. *IEEE Control Systems Magazine,* vol. 7, n° 2, p. 48-52.

Eppinger, S.D. et Seering, W.P. (1987b). Understanding bandwith limitations in robot force control. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, New York, Etats-Unis, p.904-909.

Eppinger, S.D. et Seering, W.P. (1988). Modeling robot flexibility for endpoint force control. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, New York, États-Unis, p. 165-170.

Fauteux, P., Lauria, M., Legault, M.-A., Heintz, B. et Michaud, F. (2009a). Dual differential rheological actuator for robotic interaction tasks. Dans actes de *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronic*, publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, Etats-Unis, p. 47-52.

Fauteux, P., Lauria, M., Legault, M.-A., Michaud, F., Lavoie, M.-A. (2009b). *Actionneur semi-actif à double différentiel adapté pour des tâches d'interaction et un mouvement rapide*. Application de brevet PCT, publication WO/2009/117827, 50 p.

Gabriel, C., Laun H.M., Schmidt, G., Ötter, G. Kieburg, C., Pfister, J. (2008) Migration phenomena in magnetorheometry and MR-applications. Dans actes de *Actuator, International Conference and Exhibition on New Actuators and Drive Systems*, p. 489-490.

Haddadin, S., Albu-Schaffer, A., Frommberger, M. et Hirzinger, G. (2008). The role of the robot mass and velocity in physical human-robot interaction – Parts I and II. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, États-Unis, p. 1339-1345.

Hakogi, H., Ohaba, M., Kuramochi, N. et Yano, H. (2006). Torque control of a rehabilitation teaching robot using magneto-rheological fluid clutches. *JSME International Journal, Series B: Fluids and Thermal Engineering,* vol. 48, n° 3, p. 501-507.

Hirzinger, G., Butterfass, J., Fischer, M., Grebenstein, M., Haehnle, M., Liu, H., Schaefer, I. et Sporer, N. (2000). Mechatronics approach to the design of light-weight arms and multifingered hands. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, États-Unis, p. 46-54.

Hirzinger, G., Albu-Schaffer, A., Hahnle, M., Schaefer, I. et Sporer, N. (2001). On a new generation of torque controlled light-weight robots. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, États-Unis, p. 3356-3363.

Hirzinger, G., Sporer, N., Schedl, M., Butterfass, J. et Grebenstein, M. (2004). Torque-controlled lightweight arms and articulated hands: Do we reach technological limits now? *International Journal of Robotics Research,* vol. 23, n° 4, p. 331-340.

Hogan, N. (1985). Impedance control: an approach to manipulation. Parts I, II and III. *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control,* vol. 107, n° 1, p. 1-24.

Hogan, N., Krebs, H.I., Charnnarong, J., Srikrishna, P. et Sharon, A. (1992). MIT-MANUS: a workstation for manual therapy and training. I. Dans actes de *IEEE International Workshop on Robot and Human Communication*, publié par IEEE, New York, États-Unis, p. 161-165.

Hogan, N. et Buerger, S.P. (2005). *Robotics and automation handbook, chapitre 19 : Impedance and interaction control.* publié par CRC Press, Boca Raton, Etats-Unis, p. 19.1-19.24.

Hollerbach, J.M., I.W. Hunter et J. Ballantine (1991). A comparative analysis of actuator technologies for robotics, *The robotics review 2*, publié par Mit press, Cambridge, États-Unis, p.299-342

Johnson, A.R., Bullough, W.A. et Makin, J. (1999). Dynamic simulation and performance of an electro-rheological clutch based reciprocating mechanism. *Smart Materials and Structures,* vol. 8, n° 5, p. 591-600.

Jolly, M.R., Bender, J.W. et Carlson, J.D. (1999). Properties and applications of commercial magnetorheological fluids. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures,* vol. 10, n° 1, p. 5-13.

Kochan, A. (2006). Robots and operators work hand in hand. *Industrial Robot,* vol. 33, n° 6, p. 422-4.

Lampe, D., Thess, A. et Dotzauer, C. (1998). MRF-clutch-design considerations and performance. Dans actes de *Actuator, International Conference on New Actuators*, publié par HVG Hanseatische Veranstaltungs, Bremen, Germany,p. 449-453.

Lavoie, M.-A. (2009). *Contrôle et développement d'un bras robotique basé sur l'actionneur différentiel élastique*. Mémoire de maîtrise, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, Québec, Canada.

Lauria, M., Legault, M.-A.., Lavoie, M.-A. et Michaud, F. (2008). Differential Elastic Actuator for robotic interaction tasks. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation,*), publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, États-Unis, p. 3606-3611.

Legault M. (2007). *Développement d'un actionneur différentiel élastique.* Mémoire de maîtrise, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, Québec, Canada.

Morrell J.B. (1996). *Parallel coupled micro-macro actuators*. Thèse de doctorat, Massachussetts Institute of Technology, Cambridge, Massachussetts, États-Unis, 121 p.

Newman, W.S. (1992). Stability and performance limits of interaction controllers. *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, vol. 114, n° 4, p. 563-570.

Pons, J.L. (2005). *Emerging actuator technologies : a micromechatronic approach.* Chapitre 7, publié par Wiley; Hoboken, New Jersey, Etats-Unis, p. 244-270.

Riener, R., Frey, M., Bernhardt, M., Nef, T. et Colombo, G. (2005). Human-centered rehabilitation robotics. Dans actes de *IEEE International Conference on Rehabilitation Robotics*, publié par IEEE Computer Society, États-Unis, p. 319-322.

Robinson D.W. (2000). *Design and analysis of series elasticity in closed-loop actuator force control.* Thèse de doctorat, Massachussetts Institute of Technology, Cambridge, Massachussetts, États-Unis, 123 p.

Sakaguchi, M. et Furusho, J. (1998). Development of ER actuators and their applications to force display systems. Dans actes de. *IEEE Virtual Reality Annual International Symposium*, publié par IEEE Computer Society, États-Unis, p. 66-70.

Salisbury J.K. et Townsend W.T. (1993) *Compact cable transmission with cable differential*. Brevet déposé aux Etats-Unis, numéro 5 207 114, 13 p.

De Santis, A., Siciliano, B., De Luca, A. et Bicchi, A. (2008). An atlas of physical human-robot interaction. *Mechanism and Machine Theory,* vol. 43, n° 3, p. 253-270.

Schiavi, R., Grioli, G., Sen, S. et Bicchi, A. (2008). VSA-II: A novel prototype of variable stiffness actuator for safe and performing robots interacting with humans. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, Etats-Unis, p. 2171-2176.

Song, W., Lee, H. et Bien, Z. (1999). KARES: Intelligent wheelchair-mounted robotic arm system using vision and force sensor. *Robotics and Autonomous Systems,* vol. 28, n° 1, p. 83-94.

Stölting H. (2004). *Actuators : Basics and applications* chapitre 3, publié par Springer, Berlin-New York, p.85-130.

Tan, H.Z., Eberman, B., Srinivasan, M.A. et Cheng, B. (1994). Human factors for the design of force-reflecting haptic interfaces. Dans actes de *International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, publié par ASME, États-Unis, p. 353-359

Tonietti, G. (2005). *Variable impedance actuation, a co-design solution to the safety/performance tradeoff in physical human-robot interaction,* Thèse de doctorat, Universià di Pisa, Pise, Italie, 143 p.

Vallery, H., Veneman, J., van Asseldonk, E., Ekkelenkamp, R., Buss, M. et van, D.K. (2008). Compliant actuation of rehabilitation robots. *IEEE Robotics & Automation Magazine,* vol. 15, n° 3, p. 60-9.

Vanderniepen, I., Van Ham, R., Van Damme, M. et Lefeber, D. (2008). Design of a powered elbow orthosis for orthopaedic rehabilitation using compliant actuation. Dans actes de *IEEE International Conference on Biomedical Robotics and Biomechatronics*, Publié par IEEE,. Piscataway, New Jersey, Etats-Unis, p. 801-806.

Vischer, D. et Khatib, O. (1995). Design and development of high-performance torque-controlled joints. *IEEE Transactions on Robotics and Automation,* vol. 11, n° 4, p. 537-544.

Wang, J., Zhang, G., Zhang, H. et Fuhlbrigge, T. (2008a). Force control technologies for new robotic applications. Dans actes de *IEEE International Conference on Technologies for Practical Robot Applications,* publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, États-Unis, p. 143-149.

Wang, J., Zhang, H. et Zhang, G. (2008b). A force control assisted robot path generation system. Dans actes de *IEEE Conference on Automation Science and Engineering*, publié par IEEE Computer Society, Washington, District of Columbia, États-Unis, p. 528-533

Weir, D.W., Colgate, J.E. et Peshkin, M.A. (2008). Measuring and increasing Z-width with active electrical damping. Dans actes de *Symposium on Haptics Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, publié par IEEE Computer Society, Etats-Unis, p. 169-175.

Williamson, M.M. (1995). *Series elastic actuators.* Thèse de doctorat, Massachussetts Institute of Technology, Cambridge, Massachussetts, États-Unis, 80 p.

Wolf, S. et Hirzinger, G. (2008). A new variable stiffness design: Matching requirements of the next robot generation. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation,*publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, Etats-Unis, p. 1741-1746.

Wyrobek, K.A., Berger, E.H., Van, D.L. et Salisbury, J.K. (2008). Towards a personal robotics development platform: Rationale and design of an intrinsically safe personal robot. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, Piscataway, New Jersey, Etats-Unis, p. 2165-2170.

Yobotics, *site web de la compagnie Yobotics*, http://yobotics.com, page visitée le 9 décembre 2009.

Zhou, W., Chew, C. et Hong, G. (2004). Property analysis for series MR-fluid damper actuator system. Dans actes de *IEEE Conference on Robotics, Automation and Mechatronics*, publié par IEEE, New York, États-Unis, p. 560-565.

Zinn, M., Khatib, O., Roth, B. et Salisbury, J.K. (2004a). Playing it safe. *IEEE Robotics and Automation Magazine,* vol. 11, n° 2, p. 12-21.

Zinn, M., Khatib, O. et Roth, B. (2004b). A new actuation approach for human friendly robot design. Dans actes de *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, publié par IEEE, Piscataway, Etats-Unis, p. 249-254.

Zinn, M., Khatib, O., Roth, B. et Salisbury, J.K. (2008). Large workspace haptic devices - A new actuation approach. Dans actes de *Symposium on Haptics Interfaces for Virtual*

Environment and Teleoperator Systems, publié par IEEE Computer Society, Etats-Unis, p. 185-192.